GH. IACOBESCU
I. IORDĂNESCU
M. TUDOSE



REȚELE ȘI SISTEME ELECTRICE

EDITURA
DIDACTICĂ ȘI PEDAGOGICĂ
BUCUREȘTI, 1979

MINISTERUL EDUCAȚIEI ȘI ÎNVĂȚĂMÎNTULUI

Prof. dr. ing. **GHEORGHE IACOBESCU**
Prof. dr. ing. **ION IORDĂNESCU**
Șef lucrări dr. ing. **MARIA TUDOSE**

REȚELE ȘI SISTEME ELECTRICE



EDITURA DIDACTICĂ ȘI PEDAGOGICĂ – BUCUREȘTI

Contribuția autorilor a fost următoarea:

Prof. dr. ing. **Gh. Iacobescu** — 65%;
Prof. dr. ing. **I. Iordănescu** — 20%;
Şef lucrări dr. ing. **M. Tudose** — 15%.

Referent științific: prof. dr. ing. ALEXANDRU POEATĂ

Redactor: **Gabriela Dedu**
Tehnoredactor: **Petre Nazâru**
Coperta: **Nicolae Sîrbu**

CUPRINS

INTRODUCERE

Energia electrică constituie în secolul nostru forma intermediară de energie, prin utilizarea căreia, un mare număr de state au realizat dezvoltări ale economiilor lor în ritmuri din ce în ce mai accelerate, influențînd favorabil, în același timp, și nivelul și modul de viață al oamenilor. În prezent nu există practic nici un domeniu de activitate în societatea modernă care să se poată desfășura fără energie electrică, iar indicatorii determinați de consumul acesteia permit încadrarea fiecărei țări în anumite categorii privind dezvoltarea lor economico-socială.

Creșterea treptată a utilizării energiei electrice care ajunge în prezent la peste 30% din consumul total de energie, pe plan mondial și cu mari perspective de creștere în viitor, se datorește calităților ei specifice, și anume:

— poate fi produsă pe orice amplasament care corespunde din punct de vedere tehnico-economic;

— poate fi transportată și distribuită de la surse pînă la cei mai depărtați consumatori;

— poate fi transformată în condiții avantajoase în formele de energie finită necesare diferitelor activități, respectiv: căldură, lumină, procese chimice, lucru mecanic pentru acționări.

Ținînd seama de faptul că centralele electrice care produc energia electrică sînt în număr redus față de cel al centrelor de consum și mai ales față de cel al consumatorilor, care sînt repartizați pe un teritoriu foarte mare, în principiu, corespunzător unei țări, a apărut necesitatea realizării unor instalații electrice care să transmită puterea și energia electrică produsă în centrale tuturor consumatorilor indiferent de mărimea și amplasamentul lor. Aceste instalații care constau într-un ansamblu de linii electrice aeriene și subterane și din stații și posturi de transformare constituie *rețelele electrice*.

Funcție de poziția reciprocă a centralelor electrice și a centrelor de consum, de mărimea puterilor produse și de distanțele dintre surse și consumatori, rezultă necesitatea realizării unor linii electrice de diferite tensiuni nominale, care, din punct de vedere al funcțiunii pe care o au pot fi împărțite în două categorii. Astfel, sînt linii electrice *de transport*, avînd tensiuni nominale de 400 kV, 220 kV și din ce în ce mai puține de 110 kV, și linii *de distribuție* cu tensiuni nominale de 0,4 kV; 6 kV, 10 kV, 20 kV și în parte de 110 kV. Liniile de transport transmit puteri mari de ordinul zecilor sau sutelor de MW de la centrale sau din zonele excedentare spre zone sau centre de consum situate la distanțe mari (zeci sau sute de km), iar cele de distribuție preiau puterile de pe partea secundară a stațiilor sau posturilor de transformare și le distribuie, ajungînd pînă la ultimul receptor de energie electrică.

Rețeaua electrică cuprinzînd liniile și stațiile care asigură legătura între bornele generatoarelor pînă la bornele receptoarelor se încadrează într-un ansamblu mai mare denumit *sistem electroenergetic* în care intră, în plus, generatoarele electrice din centrale (fără turbine de antrenare) și toți receptorii de energie electrică. Dacă la sistemul electroenergetic se adaugă, în partea centralelor, și celelalte instalații, respectiv, turbinele, cazanele, depozitele de combustibil, pentru centralele termoelectrice și turbinele, barajele și lacurile de acumulare la centralele hidroelectrice, iar pe partea consumatorilor se consideră împreună cu receptoarele de energie electrică și mașinile sau mecanismele antrenate de acestea, ansamblul de instalații rezultat constituie un *sistem energetic.*

1. *Scurt istoric al dezvoltării sistemului electroenergetic din țara noastră*

Dezvoltarea sistemului electroenergetic din țara noastră a parcurs două etape importante.

Prima se încheie în anul 1945, cînd după aproape 60 de ani de electrificare în regimul burghezo-moșieresc, puterea totală instalată în centralele electrice a fost de numai 710 MW, iar producția de energie electrică de 1,25 miliarde kWh.

Exista o singură linie de 110 kV cu lungimea de 127 km, între centralele Dobrești și Grozăvești, iar celelalte rețele, destul de eterogene, și foarte restrînse, în general realizate în jurul unor orașe, funcționau la tensiuni de 60, 30, 15 și 6 kV. În principalele orașe existau rețele de distribuție la diferite tensiuni (2, 3, 6 și uneori 10 kV), unele dintre ele funcționînd în curent continuu sau la alte frecvențe decît cea de 50 Hz.

După instaurarea puterii populare s-a pus problema construirii bazei tehnico-materiale a socialismului, în cadrul căreia electrificarea ocupă locul principal. Dezvoltarea sistemului electroenergetic s-a realizat în mod planificat cu ritmuri înalte de creștere.

În primul plan de electrificare pe 10 ani (1950—1960), odată cu realizarea primelor centrale electrice s-au dezvoltat și rețele electrice pe zone mai întinse, ceea ce a condus la formarea primelor sisteme energetice regionale. Între anii 1950—1954 au apărut ca unități distincte sistemele regionale, corespunzătoare zonării geografice, Muntenia, Transilvania centrală, de nord-vest și de sud-vest, Oltenia, Moldova și Dobrogea. Odată cu dezvoltarea industrializării țării aceste sisteme s-au dezvoltat și s-au interconectat treptat *, astfel că la sfîrșitul decenalului a fost creat sistemul energetic național, care a permis utilizarea rațională a tuturor instalațiilor electrice și producerea unor cantități de energie care au depășit cifrele planificate, atingînd 7,7 miliarde de kWh.

În perioada 1961—1965 s-a impus rezolvarea unei probleme legate de funcționarea în bune condiții, cu o siguranță crescută, a unui sistem electroenergetic a cărui configurație fusese deja încheiată mai înainte. În acest scop, a fost ridicat nivelul tehnic prin montarea unor grupuri unitare de puteri mari, pînă la 100 MW și s-a introdus treapta de tensiune de 220 kV. În această perioadă apare și prima linie electrică de 400 kV, Luduș—Mukacevo—Lemeșani, prin care sistemul electroenergetic din țara noastră

* În anul 1959 s-a racordat, la sistemul energetic național, ultimul sistem regional izolat pînă atunci, Dobrogea.

este interconectat cu sistemele țărilor socialiste vecine: URSS, Ungaria, Cehoslovacia.

Producția de energie electrică în anul 1965 a fost de 17,2 miliarde kWh.

În perioada 1966—1976 producția de energie electrică a crescut în același ritm, punîndu-se un accent deosebit pe îmbunătățirea structurii și funcționării sistemului energetic. Pentru ridicarea nivelului tehnic și utilizarea cît mai rațională a energiei electrice, s-au realizat instalații cu randamente ridicate, s-a trecut de la palierele de puteri ale grupurilor generatoare de 100 și 200 MW, importate, la palierul de 330 MW, fabricat în țară, care să poată arde combustibili inferiori, lignit și șisturi bituminoase. În acest fel se realizează una din cele mai importante probleme de valorificare în scopuri energetice a combustibililor inferiori, creîndu-se mari centrale în apropierea sau în centrul bazinelor carbonifere.

Astfel, în această perioadă s-a construit centrala termoelectrică de la Rovinari, care arde lignit extras local sau din bazinul carbonifer Motru. Puterea acesteia de 1 720 MW reprezintă de două ori și jumătate întreaga putere a României anului 1945. De asemenea, s-au deschis lucrările pentru construirea celei mai mari centrale termoelectrice de la Turceni, a cărei putere instalată de 2 640 MW este de aproape patru ori mai mare decît puterea existentă în țară, în anul 1945.

În domeniul centralelor hidroelectrice s-au construit cele mai mari uzine cu o mare parte din utilaje fabricate în țară, dintre care se amintesc cele de la Porțile de Fier de 1 050 MW (partea românească), de la Lotru de 510 MW, de pe Someș cu peste 200 MW ș.a.

În scopul reducerii pierderilor de energie în sistemul electroenergetic, s-a extins construcția liniilor de 220 și 400 kV și s-au efectuat studii privind oportunitatea introducerii treptei tensiunii de transport de 750 kV. La sfîrșitul anului 1975, lungimea rețelei de transport de 400 kV era de 2 336 km, a celei de 220 kV de 3140 km, a celei de 110 kV de 13 040 km, a celei de 1 ÷ 60 kV de peste 83 000 km și a celei sub 1 kV de circa 114 000 km. Prin aceste rețele s-a livrat către consumatori o cantitate de energie de aproape 54 miliarde kWh. Documentele de partid elaborate de Congresul al XI-lea și al XII-lea prevăd liniile directoare ale dezvoltării economice și sociale a României pe perioade mai mari de 15 sau chiar 20 ani. În prezent, puterea sistemului energetic din România este de aproximativ 14 200 MW, concentrată în centrale puternice, care au produs în anul 1978 o cantitate de energie de 64,2 miliarde kWh (adică de 32 ori mai mult decît în anul 1950), vehiculată spre consumatori printr-o rețea de linii de 110—400 kV, cu o lungime de peste 20 000 km. Sistemul energetic al țării noastre este interconectat prin linii de foarte înaltă tensiune de 220 și 400 kV cu toate țările vecine. În anul 1990 producția de energie electrică este prezumată să atingă cifra de 130—140 miliarde kWh, asigurînd necesitățile economiei în condiții optime în toate ramurile industriale.

Se va pune un accent deosebit pe dezvoltarea sistemului energetic, corespunzător transformărilor sociale și economice actuale și de perspectivă, reducerea consumurilor de combustibili, reducerea costurilor specifice ale investițiilor și ridicarea gradului de siguranță în alimentarea consumatorilor. În același timp, se va reorienta structura energiei primare consumate, ținînd seama de eliberarea unor cantități însemnate de hidrocarburi, prin construirea de noi centrale termoelectrice numai pe cărbuni inferiori și pe șisturi bitu-

minoase. În acest sens, este în curs de realizare centrala termoelectrică Anina pe șisturi bituminoase și se fac studii pentru construirea celei de a doua centrale similare, precum și a centralelor cu termoficare, pe lignit, Giurgiu, Craiova II, Timișoara, Borzești II și altele.

Pentru transportul energiei electrice, se vor extinde tensiunile de 220 și 400 kV, construindu-se noi linii și realizîndu-se un sistem solid, capabil să alimenteze consumatorii de energie electrică în condiții de siguranță sporite. De asemenea, pentru distribuția energiei electrice în industrie și centrele urbane, se va ridica nivelul de tensiune, în acest fel crescînd gradul de tehnicitate și reducîndu-se pierderile tehnologice de energie din rețelele electrice.

Din acest scurt istoric rezultă importanța deosebită pe care o reprezintă în electrificarea țării noastre rețelele electrice și sistemul electroenergetic, care constituie obiectul acestui curs.

Ținîndu-se seama de necesitatea pregătirii studenților ingineri de la facultatea de Energetică, la nivelul cerințelor actuale, s-a căutat, ca în conținutul manualului, să fie cuprinse problemele mai importante, ținîndu-se seama de programa analitică fixată. În acest sens, au fost tratate structura rețelelor electrice și parametrii elementelor componente ale acestora (linii, transformatoare), calculul electric al liniilor electrice, calculul încălzirii conductoarelor, calculul pierderilor de tensiune și alegerea secțiunii conductoarelor, calculul pierderilor de putere și de energie electrică și măsurile de reducere a acestora. De asemenea, s-a acordat o atenție deosebită examinării reglajului de tensiune în rețelele electrice, calculului curenților de scurtcircuit și tratării neutrului rețelelor electrice și stabilității funcționării în paralel a sistemelor electrice.

Însușirea acestor probleme de către studenții facultății de Energetică care vor lucra în cadrul sistemului energetic, în centralele termo- și hidroelectrice, precum și în viitoarele centrale nuclearoelectrice, constituie o condiție necesară pentru desfășurarea unei activități multilaterale în domeniul energetic.

Capitolul 1

STRUCTURI DE REȚELE ELECTRICE

Transferul energiei electrice de la sursă spre consumatori se face prin intermediul rețelelor electrice. Organizarea și coordonarea acestor rețele determină structura lor. Deoarece structura rețelelor electrice influențează puternic economicitatea și siguranța în funcționare a sistemului electro-energetic, în cadrul acestui capitol se urmărește o prezentare sintetică a tipurilor reprezentative de structuri de rețele electrice.

1.1. PRINCIPII DE CLASIFICARE A REȚELELOR ELECTRICE

Clasificarea riguroasă a rețelelor electrice este dificil de făcut, deoarece nu există puncte de vedere unanime în acest sens. În cele ce urmează, această clasificare se va prezenta ținînd seama de următoarele patru criterii: *tensiunea nominală de funcționare*, *funcția* sau *destinația rețelelor*, *teritoriul pe care se extind* și *topologia lor*.

1.1.1. TENSIUNILE NOMINALE DE FUNCȚIONARE ALE REȚELELOR ELECTRICE

Din punctul de vedere al tensiunilor nominale de funcționare, în practică se indică următoarele categorii de rețele: de joasă tensiune (JT), de medie tensiune (MT), de înaltă tensiune și foarte înaltă tensiune (IT și FIT).

Domeniul tensiunilor joase utilizate în construcția rețelelor electrice are valori pînă la 1 kV, a celor medii — pînă la 35 kV, a celor înalte — pînă la 220 kV, iar a celor foarte înalte — peste 220 kV. Această creștere a tensiunilor de serviciu a rețelelor electrice determinată de dezvoltarea rapidă a consumatorilor și de necesitatea alimentării lor cu energie de la surse îndepărtate, a condus la implicații economice, care se referă atît la investiții, cît și la reducerea pierderilor tehnologice de energie.

În trecut, gama tensiunilor era foarte largă. Un exemplu din acest punct de vedere îl constituie evoluția tensiunilor în România începînd cu anul 1882 pînă în prezent, indicată în tabela 1.1. Se constată că înainte de 1940 au fost construite atît rețele de curent continuu, cît și de curent alternativ la frecvențe de 42, 45 și 50 Hz.

Pe măsura creșterii consumului de energie electrică s-a impus tot mai mult reducerea numărului de trepte de tensiune, această operație prezentînd, mari avantaje economice și tehnice. Astfel, s-au redus investițiile ca urmare

Tabela 1.1

Situația tensiunilor din România în perioada 1882—1978

Anul de apariție	Localitatea	Tensiunea	Denumirea lucrării
1882	București		Prima expoziție de iluminat cu arc din România
1883	București		Iluminatul cu arc al Teatrului Național
1884	Timișoara	2 kV c.c. și becuri de 55 V	Prima instalație de iluminat electric a străzilor din România și Europa
1888	Timișoara	2 kV, c.a. monofazat; 110 V, c.a.	
1889	București	600 V, c.c.	CTE Grozăvești
1895—96	Sadu-Sibiu	4,5 kV, 45 Hz, monofazat	LEA
1898	Sinaia	3 kV, trifazat	
1898	Sinaia-Doftana	10 kV trifazat	LEA
1900	Sinaia-Cîmpina	25 kV trifazat	LEA;
1902	Craiova	2 × 140 V, c.c.	Primul grup Diesel din România
1903	Oradea	3 kV, 42 Hz	
1907	Sadu II (Sibiu)	12 kV	
1908	Constanța	2 × 220 V, c.c.	
1908	București	5 kV, 208/120 V	Filaret
1912	Vaslui	500 V	prof. Vasilescu-Karpen
1915	Someșul Rece (Cluj)	15 kV, 42 Hz	CHE
1924	Florești-Pitești-București	60 kV	LEA
1926	Timișoara	10 kV	
1930	Dobrești (Ialomița)-București	110 kV	prima LEA (127 km)
1930	Cluj	66 kV	Șorecani-Cluj
1933	București	30 kV	
1938	București	6 kV	București
1952	Doicești-București	110 kV	a doua LEA
1950—1960		15 kV și 35 kV	LEA
1952	București	110 kV	LEC (2 km)
1961	Bicaz	220 kV	LEA
1965	Luduș-Lemeșani	400 kV	LEA

a tipizării unei game largi și de mare serie de materiale și de soluții și s-a simplificat exploatarea prin reducerea numărului de materiale utilizate și prin ridicarea competenței profesionale a personalului de exploatare. În același timp, s-a creat posibilitatea interconectării rețelelor care alimentau zone vecine, permițînd reducerea puterii instalate în centralele electrice.

Reducerea numărului de tensiuni a avut loc în toate țările. Astfel, în Franța, existau în anul 1946 un număr de 25 de tensiuni medii, pentru ca în prezent să se ajungă la numai 5 tensiuni; trebuie menționat, de exemplu, că în 1960, în aceeași țară, deși tensiunea de 15 kV reprezenta cea mai importantă treaptă de tensiune medie în construcția rețelelor de distribuție a energiei, celelalte trepte de 10, 20 și 30 kV fiind puțin răspîndite, cînd s-a pus problema alegerii și standardizării, opțiunea nu s-a făcut pentru tensiunea de 15 kV, ci pentru cea de 20 kV, care prezintă avantajul că permite creșterea capacității de transport în raport cu prima și oferă posi-

bilitatea alimentării cu energie electrică a consumatorilor într-o perspectivă mai îndepărtată. În același timp, instalațiile existente de 15 kV puteau fi trecute la tensiunea de 20 kV, cu modificări foarte reduse, deoarece ele aveau rezerve suficiente de izolație.

În R.F.G. la aceleași categorii de rețele de medie tensiune există tendința generalizării treptei de 10 și 20 kV, alegerea fiind dictată de unele condiții locale. La treapta de 10 kV se trec vechile rețele de 6 kV. Aceeași tendință de restrîngere a treptelor de tensiune există și în Anglia, unde pentru rețele de medie tensiune se utilizează treptele de 11 și 33 kV, în localități urbane și de 20 kV, în anumite zone rurale.

În țara noastră în anul 1965, în domeniul rețelelor de joasă tensiune, în afara tensiunii de 220/380 V, mai existau și instalații la 127/220 și 120/208 V. În prezent, ultimele două trepte au dispărut, tensiunea de 220/380 V fiind singura tensiune normalizată pentru treapta de joasă tensiune. În, unele cazuri, chiar tensiunea de 220/380 V se dovedește a fi prea mică, fiind avantajoasă din punct de vedere economic înlocuirea ei cu o tensiune mai ridicată, care se profilează a fi cea de 660 V.

În grupa rețelelor de MT, ponderea importantă au avut-o rețelele de 5; 6 și 15 kV, ultima fiind utilizată mai ales în construcția rețelelor aeriene din zonele rurale. Instalațiile de 10 și 20 kV erau puțin dezvoltate. În prezent însă, sînt aproape generalizate tensiunile de 10 kV și 20 kV în zonele urbane și tensiunea de 20 kV în zonele rurale. Operația începută în anul 1965, de trecere de la 5 și 6 kV la treptele de 10 și 20 kV și de la 15 kV la treapta de 20 kV, se încheie, în anul 1980. Deoarece s-a preconizat ca în zonele urbane tensiunea de 20 kV să capete o mai largă dezvoltare, în anul 1977 a fost asimilată în țara noastră fabricația cablului de 20 kV la un cost apropiat de cel de 10 kV, ceea ce va face posibilă extinderea rapidă a acestei trepte de tensiune.

Pentru trecerea unei rețele la tensiuni superioare de distribuție s-au avut în vedere două procedee, și anume *procedeul suprapunerii* și *procedeul substituției*.

În primul procedeu se creează progresiv o nouă rețea peste cea existentă, care coexistă pînă la înlocuirea totală a instalațiilor vechi. În cadrul orașelor mari sau al zonelor cu expansiune rapidă, acest procedeu este singurul utilizabil.

Cel de-al doilea procedeu presupune echiparea progresivă a rețelei existente cu elemente la tensiunea superioară, deși funcționarea ei are loc la tensiunea inferioară care urmează a fi înlocuită. Trecerea propriu-zisă la noua tensiune urmează să se efectueze odată cu înlocuirea transformatoarelor din rețea.

Ținînd seama de condițiile locale și de tradiția de dezvoltare energetică a fiecărei țări, Comisia Electrotehnică Internațională (C.E.I.) a recomandat o gamă de tensiuni cu trepte foarte dese, prezentate în mod informativ în tabela 1.2, începînd cu 3 kV. În aceeași tabelă sînt date și treptele de tensiuni standardizate în țara noastră (cifrele indicate între paranteze constituie tensiuni a căror extindere nu mai este indicată de standarde, urmînd ca într-un viitor apropiat să se renunțe la aceste trepte).

Tabela 1.2

Trepte de tensiune, în kV

Recomandate de C.E.I.	3	3,3	6	6,6	11	15	20	22	30	33	45	47	66	69	110
	115	132	138	150	161	220	230	275	287	330	345	380	400	500	700
Standardizate în R. S. România	(6)	10		20		(35)		(60)		110		220		400	

1.1.2. CLASIFICAREA REȚELELOR ELECTRICE ÎN FUNCȚIE DE DESTINAȚIA LOR

În funcție de destinația lor, rețelele electrice se pot împărți în *rețele de transport* și *rețele de distribuție.* Prima categorie asigură transportul unor cantități însemnate de energie electrică la consumatori situați la distanțe mari, de ordinul sutelor de kilometri, realizînd legături între principalele noduri ale sistemului electroenergetic. Tensiunile utilizate în acest domeniu sînt tensiuni înalte și foarte înalte.

Cea de-a doua categorie asigură transportul unor cantități de energie electrică relativ reduse, pe distanțe scurte și la un ansamblu limitat de consumatori.

Se menționează că într-o rețea de distribuție a energiei electrice se utilizează cel puțin două trepte de tensiune, și anume o tensiune joasă și una medie. Acest lucru este impus de insuficienta capacitate de alimentare a consumatorilor numai prin rețeaua de joasă tensiune, la care sînt racordați aceștia, de cele mai multe ori, în mod direct. Din această cauză s-au creat posturi de transformare de MT/JT cu alimentarea pe partea de medie tensiune și cu multe plecări pe partea de joasă tensiune. În cazul unor consumatori mari, posturile de transformare se transformă în instalații mai extinse, sub forma unor stații de transformare de IT/MT, în care pe partea primară se pot utiliza tensiuni de 20 sau chiar de 110 kV.

1.1.3. CLASIFICAREA REȚELELOR ELECTRICE ÎN FUNCȚIE DE EXTINDEREA LOR

După extinderea lor, rețelele electrice pot fi *republicane,* care constituie magistrale de înaltă și foarte înaltă tensiune ce străbat distanțe foarte mari, la nivelul țării, *regionale,* pe distanțe mai reduse, *urbane* și *rurale.*

Se consideră rețele electrice urbane, rețelele electrice de pe teritoriul orașelor care asigură alimentarea cu energie electrică a tuturor consumatorilor, cu excepția întreprinderilor consumatoare de energie electrică care au pe teritoriul ocupat de ele, rețele electrice proprii. Rețelele de distribuție din interiorul întreprinderilor se numesc rețele industriale. Rețelele electrice rurale sînt rețele de distribuție a energiei electrice în mediul rural.

1.1.4. STRUCTURA TOPOLOGICĂ A REȚELELOR ELECTRICE

Rețelele electrice trebuie să asigure transportul și distribuția energiei cu un înalt grad de siguranță, cu toate că elementele lor componente sînt supuse unor variate avarii. Gradul de siguranță al alimentării cu energie

se mărește, fie prin construirea unor linii și aparate puternic dimensionate, fie prin creșterea numărului de circuite.

Creșterea gradului de siguranță este însă o acțiune costisitoare. Din această cauză sînt necesare calcule comparative care privesc costul investițiilor suplimentare, pe de-o parte, și costul a ceea ce se economisește prin această îmbunătățire a siguranței, pe de altă parte. Evident că acest studiu comparativ este propriu fiecărui tip de rețea și din această cauză topologiile sau configurațiile rețelelor electrice se deosebesc, uneori fundamental. Ținînd seama de acest lucru, se indică orientativ următoarele configurații de rețele: *radiale*, *buclate* și *complex buclate*.

Rețeaua radială, *arborescentă* sau *deschisă*, se caracterizează prin simplitatea structurii ei, fiind utilizată atît la joasă tensiune, cît și la înaltă tensiune. Ea pleacă de la o singură sursă de energie, de exemplu barele de joasă tensiune ale unui post de transformare, fiind constituită din una sau mai multe ramificații, care urmează, în general, traseele pe care se află consumatorii.

Rețelele buclate sînt alimentate de la mai multe capete, în general, de la două sau trei surse de energie. În cazul a două surse de energie, rețeaua poate fi constituită dintr-o linie simplă alimentată de la ambele capete. În cazul în care tensiunile de la cele două capete sînt egale în modul și argument, rețeaua alimentată de la două capete poate fi reprezentată ca o rețea inelară. Liniile de legătură, în cazul rețelelor buclate, n-au discontinuități între surse, astfel încît acestea debitează sau funcționează în paralel. Existența mai multor surse în paralel mărește gradul de siguranță în alimentarea cu energie electrică, deoarece cînd o ramură sau o sursă este avariată și scoasă din funcțiune, consumatorii pot fi alimentați pe alte căi de la sursa sau sursele rămase neavariate. Aceste rețele însă sînt mai scumpe decît cele radiale, necesitînd elemente constructive mai numeroase și o protecție mai complexă.

Rețelele complex buclate formează o structură analoagă ochiurilor unei plase. Numărul surselor care debitează în paralel poate fi foarte mare, de ordinul sutelor. Această structură necesită ca toate liniile electrice să suporte suprasarcini și să fie echipate la cele două extremități cu aparate de deconectare, pentru caz de avarie. Alimentarea consumatorilor cu ajutorul acestor rețele prezintă o siguranță foarte bună, însă la un preț ridicat. Din această cauză, așa cum se va descrie mai tîrziu, configurația rețelelor poate fi buclată, însă alimentarea consumatorilor să se facă radial, pe centre de consumatori, deconectînd anumite linii la un capăt.

1.2. SCHEMELE DE CONEXIUNI ALE REȚELELOR ELECTRICE

Schema de conexiuni a unei rețele electrice sau configurația ei reprezintă cu ajutorul unor semne convenționale, elementele componente principale — linii, transformatoare, instalații de compensare, bobine de reactanță, aparate de comutație — respectînd legăturile reale dintre aceste elemente. Orice schemă de conexiuni a rețelelor electrice trebuie să corespundă necesităților impuse de dezvoltarea consumatorilor și a surselor de energie și să îndeplinească următoarele condiții principale:

— să asigure continuitatea în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor, ținînd seama că orice întrerupere provoacă pagube economice, iar în cazul orașelor mai mari, are și aspecte importante de ordin psihologic;

— să fie simple pentru exploatare și să ofere operativitate și elasticitate; elasticitatea în exploatare se impune mai ales rețelelor electrice de distribuție, pentru care, în caz de avarii, trebuie găsite căile suplimentare de alimentare a consumatorilor, ocolind sau izolînd porțiunea defectă;

— să ofere posibilitatea de extindere în viitor, în funcție de amplasarea consumatorilor și a surselor de energie, de puterea cerută de consumatori în timp (curba de sarcină), precum și de dezvoltarea rețelelor de înaltă și foarte înaltă tensiune;

— să limiteze intensitatea curenților de scurtcircuit pînă la anumite valori maxime, determinate, în principal, de caracteristicile aparatelor de comutație. Respectarea acestei condiții este deosebit de importantă din punct de vedere economic și al siguranței în funcționare;

— să aibă un nivel tehnic ridicat care este determinat de utilizarea unor materiale și aparate cu performanțe ridicate, precum și a celor mai moderne sisteme de protecție și de automatizare.

În cele ce urmează se prezintă și se interpretează cele mai importante scheme de conexiuni de joasă, medie și înaltă tensiune, punîndu-se un accent deosebit pe rețelele electrice de distribuție urbane.

1.2.1. SCHEMELE DE CONEXIUNI ALE REȚELELOR ELECTRICE DE JOASĂ TENSIUNE

Rețelele electrice de joasă tensiune alimentează cu energie electrică consumatorii, formați din iluminatul public și particular, motoare mici pentru hidrofoare, ascensoare, ventilatoare etc., precum și ateliere sau mici întreprinderi industriale. Energia electrică la astfel de consumatori se distribuie printr-o rețea de joasă tensiune de 380/220 V, conectată la una de medie tensiune de 20, 10 (6) sau de 20 (15) kV.

Schemele de conexiuni din rețelele electrice de joasă tensiune depind în principal de valoarea sarcinii specifice, exprimată în MVA/km^2 și de necesitatea asigurării unui grad de rezervare superior.

În cele ce urmează se vor discuta următoarele configurații de rețele de joasă tensiune: *radiale, buclate și complex buclate.*

Fig. 1.1. Schema de conexiune radială a unei rețele.

Schema radială prezentată în figura 1.1 are aparate de protecție simple și sigure constituite din siguranțele S_1, S_2 și S_3 montate pe liniile principale (S_1), pe derivațiile dintre aceste linii (S_2) și pe racordurile la consumatori (S_3). Pentru ca în cazul unei avarii să fie deconectați cît mai puțini consumatori, protecția realizată prin siguranțe trebuie să fie selectivă, adică siguranțele să fie alese astfel încît curenții nominali ai acestora să descrească pe măsura depărtării de sursa de alimentare.

Schema fiind simplă, exploatarea ei este foarte ușoară însă gradul de siguranță în alimentarea consumatorilor este redus, deoarece în cazul unei avarii, rămîn fără alimentare cu energie electrică toți consumatorii situați în aval de siguranța care a lucrat. Datorită acestui fapt rețelele radiale se utilizează numai pentru alimentarea consumatorilor a căror întrerupere nu are consecințe grave.

Schemele de conexiuni buclate oferă posibilitatea alimentării consumatorilor pe mai multe căi de la aceeași sursă sau de la surse diferite și în consecință elimină neajunsul principal al schemelor radiale. În același timp, se reduc mult pierderile de energie față de rețelele radiale, ca urmare a faptului că consumatorii sînt alimentați de la posturile de transformare cele mai apropiate, îmbunătățindu-se totodată nivelul de tensiune, deoarece fiecare linie din rețeaua buclată este alimentată de la ambele capete.

În figura 1.2 se prezintă o rețea de joasă tensiune *buclată longitudinal*, la care posturile de transformare PT în număr de trei pînă la șase sînt alimentate de la aceeași linie de medie tensiune.

În această rețea liniile de joasă tensiune la care sînt conectați consumatorii sînt alimentate, fie de la două posturi de transformare, fie de la un singur post de transformare cu funcționare în inel închis. Aceste linii sînt dimensionate pentru alimentarea de la două capete. În cazul în care pe liniile de joasă tensiune, în punctele de separație a curenților se montează siguranțe de tipul siguranțelor S_1, S_2, S_3 rețeaua se numește rețea buclată longitudinal cu legături slabe.

Curentul nominal al acestor siguranțe este cu două trepte mai mic decît curentul nominal al siguranțelor prevăzute la capetele liniei în posturile de transformare.

În cazul unui scurtcircuit k_1, pe linia de medie tensiune care alimentează cele trei posturi de transformare, are loc, în urma deconectării întreruptorului din punctul de alimentare PA, întreruperea întregii rețele alimentate de cele trei posturi de transformare. Localizarea defectului prin încercări repetate de deconectare și repunere sub tensiune a rețelei, se face numai după scoaterea siguranțelor care reprezintă așa-zisele legături slabe (S_2 și S_3). Această operație este necesară pentru a se evita topirea lor datorită suprasarcinii. În cazul unui scurtcircuit k_2 în transformatorul din postul de transformare PT_2, se topește siguranța montată pe partea de medie tensiune a acestuia ca și siguranțele S_2 și S_3. În acest fel, rămîn fără ali-

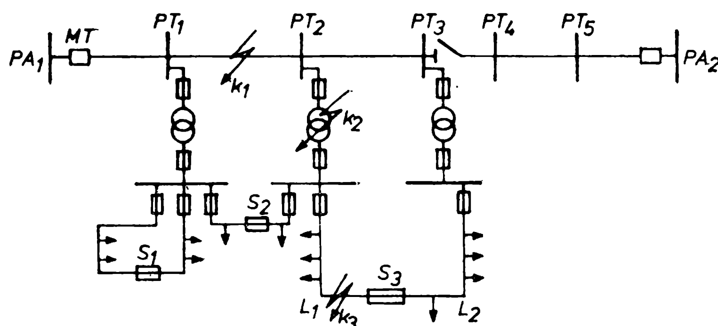


Fig. 1.2. Schema de principiu a rețelei buclate longitudinal cu „legături slabe".

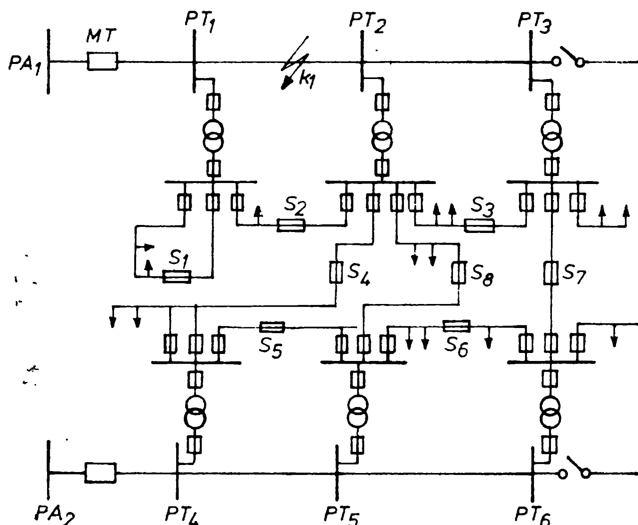


Fig. 1.3. Schema buclată longitudinal și transversal cu „puncte de legătură slabe".

mentare consumatorii care în mod obișnuit sînt conectați la acest post de transformare. Repunerea sub tensiune începe prin deconectarea transformatorului din postul de transformare PT_2 pe partea de medie și joasă tensiune și prin trecerea sarcinii alimentate de la acest post, prin liniile de legătură, la posturile de transformare PT_1 și PT_3, situație care se menține pînă la înlocuirea transformatorului.

În această schemă transformatoarele trebuie prevăzute cu o rezervă suficientă de putere, pentru ca în cazul avarierii unuia din transformatoare, cele rămase în funcțiune să poată prelua și sarcina transformatorului avariat.

În cazul defectului din punctul k_3 de pe o linie de joasă tensiune se topesc siguranțele din postul de transformare PT_2 și „legătura slabă" S_3. În acest fel se selectează numai porțiunea defectă.

Pentru creșterea siguranței în alimentarea consumatorilor s-a trecut la buclarea rețelei de joasă tensiune, a cărei alimentare să se realizeze de la linii diferite de medie tensiune. În acest fel s-a obținut schema de conexiuni *buclată longitudinal* și *transversal* cu „puncte de legături slabe", prezentată în figura 1.3.

Funcționarea protecției în caz de defect este analoagă cu aceea a schemei buclată, longitudinal. Astfel, în cazul unui scurtcircuit în punctul k_1, pe cablul (distribuitorul) de 10 kV, acesta este deconectat din punctul de alimentare și totodată separat de celălalt distribuitor prin topirea siguranțelor S_3, S_4, S_7 și S_8. După izolarea defectului, prin intermediul legăturilor transversale, consumatorii din rețeaua de joasă tensiune sînt alimentați de la linia de medie tensiune neavariată. În aceste condiții, rezultă că în cazul existenței unei rezerve suficiente, se asigură o alimentare continuă a consumatorilor cu energie electrică, atît la producerea defectului pe linia de medie tensiune, cît și într-unul din transformatoare.

Repunerea sub tensiune după o asemenea avarie începe cu desfacerea siguranțelor S_2, S_3 și S_7, determinarea prin încercări a tronsonului defect etc.

Experiența de exploatare a acestei rețele a arătat că ea este puțin sensibilă la șocurile de sarcină ce pot apărea, că nivelul de tensiune este corespunzător și pierderile de energie sînt considerabil reduse față de cazul alimentării radiale. Dezavantajul unor asemenea scheme este determinat de timpul mare necesitat de lichidarea avariilor prin desfacerea așa-ziselor „legături slabe". Deoarece schimbarea siguranțelor într-o astfel de rețea se face sub tensiune și sub sarcină, se recomandă înlocuirea siguranțelor de pe partea de joasă tensiune a transformatoarelor cu întreruptoare de joasă tensiune.

În cazul în care în aceste scheme nu se mai introduc siguranțele legăturilor slabe, care realizează desfacerea rețelei în timpul unei avarii, este necesară echiparea posturilor de transformare cu întreruptoare automate prevăzute cu relee direcționale sau cu siguranțe riguros calibrate pentru a asigura protecția în cazul defectelor pe partea de medie tensiune. Rețeaua de joasă tensiune este protejată prin siguranțe.

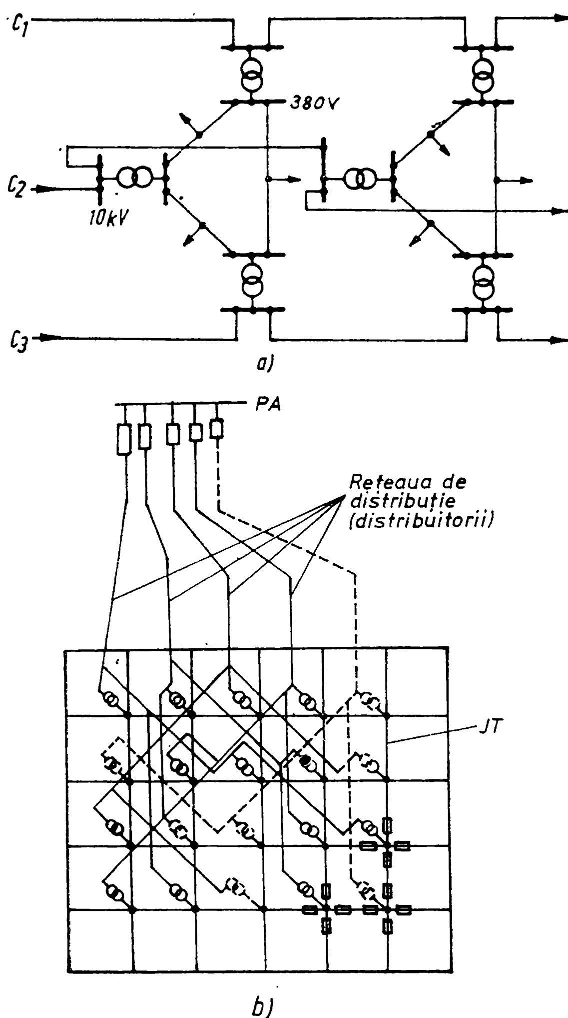


Fig. 1.4. Configurații de bază ale rețelelor de distribuție de joasă tensiune buclate:
a — rețea buclată; *b* — rețea complex buclată.

Rețeaua complex buclată poate fi concepută sub forma ei cea mai simplă ca în figura 1.4, *a*, unde alimentarea din rețeaua de medie tensiune, se face prin trei cabluri (*C*) *1*, *2* și *3*. O astfel de schemă are avantajul față de schemele prezentate anterior că permite reducerea într-o oarecare măsură a rezervei din transformatoare, și din conductoare pe partea de medie tensiune și joasă tensiune, fără a micșora gradul de siguranță în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor.

În figura 1.4, *b* se prezintă o rețea de joasă tensiune *complex buclată în formă de plasă*. Nodurile rețelei, create la fiecare cutie de distribuție,

cuprind cel puțin trei cabluri de joasă tensiune alimentate de la posturi de transformare diferite.

În această configurație de rețea este practic evitată întreruperea alimentării cu energie electrică a consumatorilor în cazul unei avarii într-un cablu de medie tensiune sau într-un post de transformare, iar un defect în rețeaua de joasă tensiune conduce la izolarea tronsonului avariat prin acțiunea siguranțelor fuzibile și afectează doar consumatorii racordați la tronsonul respectiv.

În afara acestui avantaj, care este legat de siguranța în alimentare a consumatorilor, configurația complex buclată permite acoperirea unor sarcini crescute numai prin introducerea unor noi posturi de transformare în nodurile corespunzătoare ale rețelei, fără alte lucrări în rețeaua de joasă tensiune. În același timp, capacitatea de încărcare a rețelei de joasă tensiune poate crește, pînă la limita admisibilă din punct de vedere termic, nemaifiind limitată de căderile de tensiune.

Rețelele buclate prezintă dezavantajul unor cheltuieli de investiții mai mari cu cel puțin 20% față de cele radiale, ca urmare a montării unor aparate perfecționate suplimentare de protecție.

Astfel, posturile de transformare sînt dotate cu întreruptoare automate echipate cu relee direcționale. În cazul unui defect pe un cablu de alimentare la tensiunea medie, va declanșa întreruptorul din punctul de alimentare prevăzut cu protecție maximală; deoarece cablul rămîne alimentat prin rețeaua de joasă tensiune declanșează întreruptoarele automate echipate cu relee direcționale montate în posturile de transformare care sînt racordate la cablul respectiv. În acest mod cablul este deconectat de la toate sursele de tensiune. În cazul unui defect în transformator, acesta este izolat pe partea de medie tensiune cu ajutorul întreruptorului respectiv, cînd acesta există, iar cînd nu există, prin deconectarea cablului de alimentare cu toate posturile racordate la el, iar pe partea de joasă tensiune cu ajutorul întreruptorului automat echipat cu relee direcționale. Sarcina posturilor de transformare deconectate este preluată de celelalte posturi și cabluri, prin intermediul rețelei de joasă tensiune. Separarea selectivă a posturilor defecte dintr-o rețea se poate realiza cu siguranțe de mare putere de rupere montate în toate nodurile rețelei. Se folosesc siguranțe cu caracteristică lentă în domeniul de scurtcircuit, care asigură selectivitatea și nu deconectează la diferite șocuri de curent de scurtă durată.

Datorită avantajelor arătate, schemele complex buclate s-au extins mult în concepția rețelelor de distribuție de joasă tensiune în zonele urbane. În orașul București, această schemă este folosită din anul 1963, cînd a început să funcționeze experimental numai în zona unui punct de alimentare. Pînă în anul 1975, o astfel de concepție s-a extins la 11 puncte de alimentare cu 275 posturi de transformare, fapt care a permis reducerea pierderilor de energie. Trecerea la configurații complex buclate, cu cele 3—4 distribuitoare care se întrepătrund este foarte costisitoare. Din această cauză, uneori avantajele oferite de aceste configurații sînt insuficiente pentru compensarea costurilor ridicate. Dezvoltarea ei este prevăzută în continuare în zonele dimensionate corespunzător, în alte zone efectuîndu-se numai buclări longitudinale și transversale.

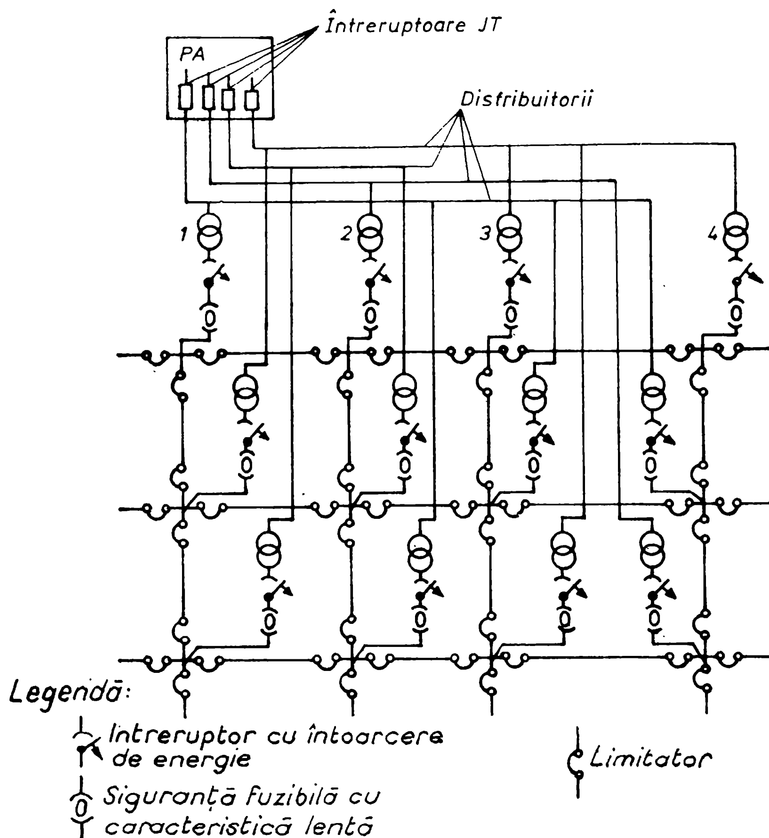


Fig. 1.5. Schema unei rețele complex buclate de joasă tensiune cu limitatoare.

În anumite cazuri, pentru reducerea investițiilor s-au dezvoltat scheme complex buclate, fără siguranțe fuzibile. În aceste condiții izolarea defectelor se realizează pe principiul autoizolării, prin arderea locală a cablurilor afectate, existînd posibilitatea de a nu mai fi întreruptă alimentarea nici unui consumator.

În figura 1.5 se prezintă o astfel de rețea, în care posturile de transformare nu au protecție pe partea primară, singurul element de deconectare fiind elementul de pe cablul distribuitor. În aceste condiții, în cazul unui defect pe cablul de medie tensiune sau într-un transformator, se deconectează distribuitorul cu toate posturile de transformare conectate la el. Din această cauză este necesară o întrepătrundere foarte strînsă a posturilor de transformare.

Dacă defectul are loc în rețeaua de joasă tensiune, între două noduri ale acesteia, eliminarea lui se va face prin arderea locală a cablului, care are loc într-un timp foarte scurt, ce nu depășește 1 s. Stingerea arcului electric care ia naștere la ardere, se produce datorită scăderii tensiunii în locul de defect și a degajării din izolația cablului a unor gaze deionizante cu care se realizează un suflaj local. În rețelele de joasă tensiune de 380 V

sau mai mici stingerea arcului și autoizolarea defectului este sigură, dacă intensitatea curenților de scurtcircuit este cuprinsă între anumite limite. De exemplu, pentru cabluri cu secțiunea de 95 mm^2 — Cu, curenții de scurtcircuit trebuie să fie cuprinși între limitele de 1,5 și 20 kA *. Dacă intensitatea acestora este prea mare, arderea arcului este favorizată, iar dacă este prea mică, degajarea de gaze deionizante poate fi insuficientă pentru stingerea acestuia. La secțiuni mai mici, la cabluri de aluminiu sau la tensiuni mai joase, apariția fenomenului de autoizolare este mai sigură.

Totuși, în rețelele de joasă tensiune cu autoizolare se pot utiliza ca mijloace suplimentare de protecție, limitatoarele, care sînt realizate sub forma unor siguranțe cu fir fuzibil mai gros și cu inerție termică mare. Ele permit desfășurarea fenomenului de autoizolare în bune condiții, dar se topesc dacă defectul durează și tinde să se permanentizeze. Ele sînt montate, așa cum se vede în figura 1.5, la capetele fiecărui cablu și în posturile de transformare.

Apariția unor soluții noi de dezvoltare urbanistică, caracterizate prin construcții înalte și foarte înalte au determinat creșterea sarcinilor specifice și perfecționarea echipamentelor electrice și a mijloacelor de întreținere și intervenție în caz de avarie în rețelele de distribuție.

În aceste condiții este posibilă revenirea la schemele radiale, care necesită investiții mult mai mici și o exploatare mai ușoară decît rețelele complex buclate. În multe cazuri, rezervele asigurate din concepție pentru rețelele complex buclate de joasă tensiune, nu pot fi valorificate în exploatare decît după un timp îndelungat, din cauza unor manevre complicate care trebuie efectuate. Din această cauză, pentru alimentarea unor clădiri foarte înalte, se utilizează racorduri adînci la medie tensiune, urmînd ca distribuția la diverse nivele să se realizeze prin scheme radiale de joasă tensiune.

1.2.2. SCHEMELE DE CONEXIUNI ALE REȚELELOR DE MEDIE TENSIUNE

Rețelele de medie tensiune alimentează cu energie electrică rețelele de joasă tensiune prin intermediul posturilor de transformare (*PT*) de MT/JT, precum și unii consumatori industriali racordați direct la medie tensiune. La rîndul lor, rețelele de medie tensiune sînt alimentate cu energie electrică fie de la rețelele de înaltă sau foarte înaltă tensiune prin intermediul stațiilor de transformare, fie direct de la barele centralelor. Barele de medie tensiune ale stațiilor de transformare sau barele centralelor constituie barele de alimentare ale rețelelor de medie tensiune.

În cazul în care aceste rețele pleacă direct de la barele de alimentare la barele consumatoare se spune că sistemul de distribuție la medie tensiune este cu *distribuție directă*. În cazul în care între barele de alimentare ale rețelelor de medie tensiune și barele consumatoare ale acestora se află *stații de conexiuni de medie tensiune denumite* și *puncte de alimentare* (*PA*) se spune că sistemul de distribuție la medie tensiune este *prin puncte de ali-*

* În realitate, intensitatea curenților este mai mică, deoarece rezistența arcului care apare limitează această intensitate sub 10 kA.

mentare. Reţelele de medie tensiune situate între barele de alimentare şi punctele de alimentare se numesc *reţele de fideri*, iar reţelele de medie tensiune situate între punctele de alimentare şi barele consumatoare sau între barele consumatoare şi barele de alimentare — în cazul distribuţiei directe — se numesc reţele distribuitoare denumite şi *reţele de distribuţie.* Rezultă că schemele de conexiuni ale reţelelor de medie tensiune cu distribuţie directă sînt constituite numai din reţele distribuitoare, în timp ce schemele de conexiune ale reţelelor de medie tensiune cu distribuţia prin puncte de alimentare conţin reţele de fideri denumite şi reţele distribuitoare sau de distribuţie.

1.2.2.1. *Schemele de conexiuni ale reţelelor de distribuţie.* Pentru mărirea siguranţei în alimentarea de energie electrică a posturilor de transformare de MT/JT se urmăreşte realizarea dublei alimentări a acestora. Astfel, racordarea posturilor de transformare poate fi făcută în derivaţie sau în serie.

În soluţia racordării în derivaţie pentru fiecare post de transformare se asigură posibilitatea de conectare la două cabluri de medie tensiune. În figura 1.6, *a* este reprezentată schema cu un cablu de lucru şi un cablu de ajutor, schema fiind denumită „în dublă derivaţie", iar în figura 1.6, *b* cablul de ajutor poate fi oricare din cele trei cabluri, în afara celui avariat. Comutarea postului de transformare de pe cablul avariat pe cablul de ajutor se face prin utilizarea unui sistem automat care intră în funcţiune exclusiv după informaţiile din post.

În cadrul racordării în serie (fig. 1.6, *c*, *d* şi *e*), fiecare distribuitor de medie tensiune are posibilitatea de a fi racordat la două surse, fiind secţionat într-un post de transformare oarecare; comutarea automată la cea de-a doua sursă se poate face numai în baza informaţiilor privind situaţia întregului distribuitor, ceea ce implică (pentru trans-

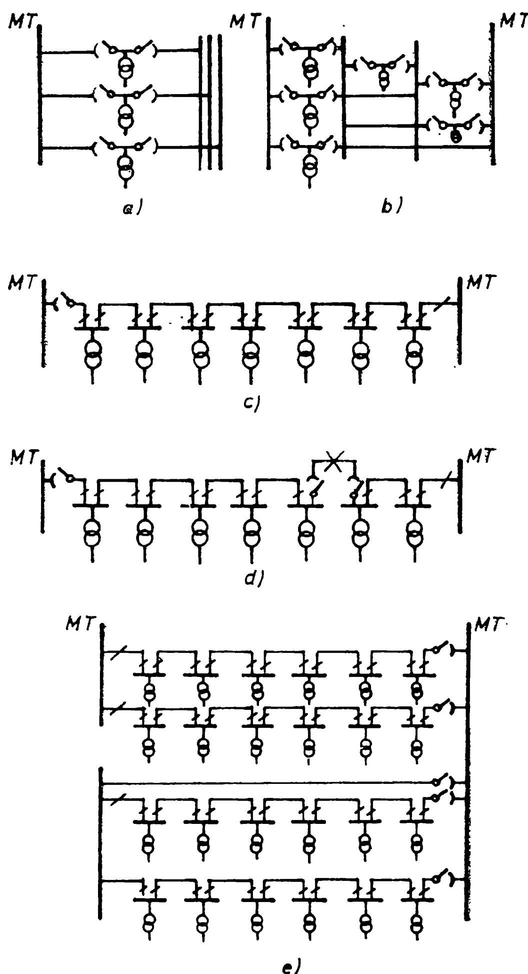


Fig. 1.6. Schema de alimentare a posturilor de transformare prin reţele de distribuţie:
a — în dublă derivaţie cu un cablu de ajutor a trei cabluri de lucru; *b* — în dublă derivaţie cu o arteră de patru cabluri distribuind simultan; *c* — în serie, în funcţionare normală; *d* — în serie în caz de avariere a unei porţiuni; *e* — în serie cu cablu ajutător.

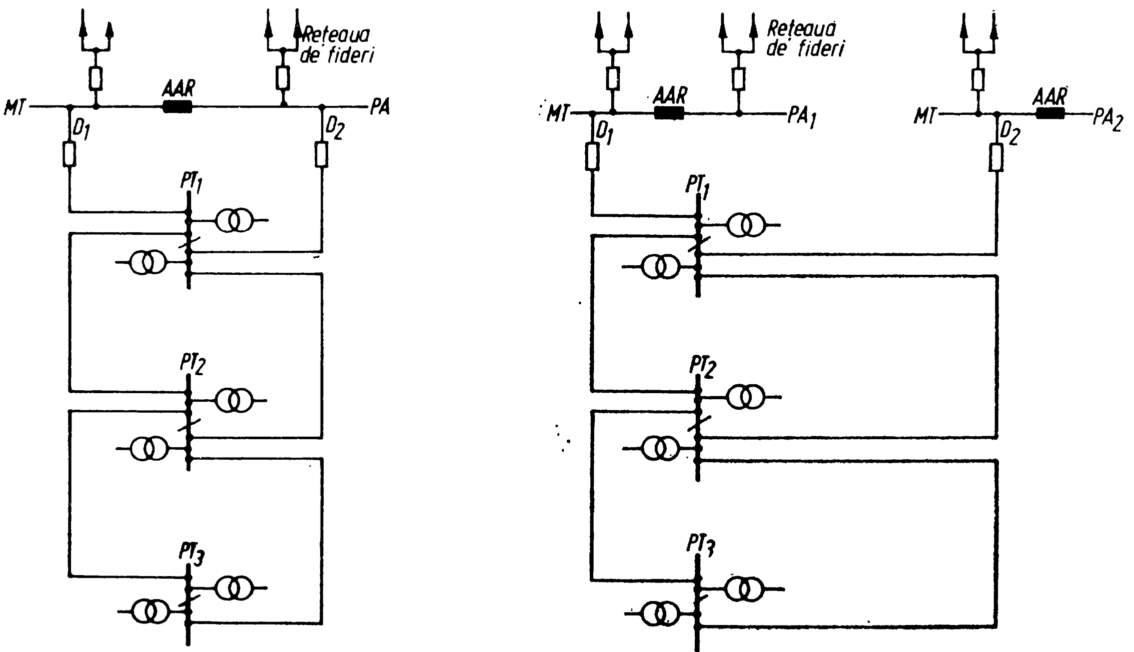


Fig. 1.7. Scheme de alimentare biradiale a posturilor de transformare:
a — de pe barele aceluiaşi punct de alimentare; *b* — de pe barele a două puncte de alimentare.

miterea indicațiilor necesare localizării defectului și pentru stabilirea ordinei de realimentare) pozarea în paralel cu cablul de medie tensiune și a unui fir pilot.

Se constată că din punctul de vedere al posibilităților de restabilire a alimentării postului de transformare, după o avarie pe circuitele de medie tensiune, schema cu racord în dublă derivație este mai avantajoasă decît schema cu racord în serie.

Cu toate acestea schemele cu racordarea postului de transformare în serie sînt destul de răspîndite, iar în cazul în care exploatarea lor este neautomatizată, izolarea unor eventuale defecte se realizează prin manevre în rețea.

În figura 1.7 se arată o schemă de conexiuni biradială, cu două distribuitoare D_1 și D_2 care poate alimenta simultan posturile de transformare cînd rețeaua funcționează buclat. Cînd rețeaua funcționează radial, se recomandă ca fiecare distribuitor să alimenteze radial jumătate din posturile de transformare (a se vedea separatorul deschis). În caz de scurtcircuit pe un distribuitor, posturile de transformare alimentate de acesta sînt comutate pe celălalt distribuitor. Prin urmare, în funcționarea normală un distribuitor este încărcat numai la 50% din capacitatea sa de transport, 50% fiind rezervă, el fiind supradimensionat cu 100%.

Schema este utilizată atît pentru rețelele de cabluri din mediul urban, cît și pentru unele rețele aeriene din mediul rural.

O schemă de conexiuni mai perfecționată este cea din figura 1.8 care în regim normal funcționează buclat. Pentru mai multă siguranță cele două distribuitoare D_1 și D_2 pot fi conectate la puncte de alimentare sau stații de transformare diferite.

1.2.2.2. *Schemele de conexiuni ale rețelelor de fideri.* Există o gamă foarte largă de scheme cu puncte de alimentare, fiecare avînd un domeniu optim de aplicație, funcție de puterea cerută de consumatori, de gradul de siguranță impus, de structura rețelei de distribuitori, de posibilitățile de racord la stațiile de IT/MT etc.

În cazul existenței unui singur punct de alimentare, cea mai simplă schemă este cea radială prezentată în figura 1.9, *a*. Această schemă necesită investiții reduse și o exploatare ușoară. În schimb, în cazul unui defect pe barele stației de transformare (ST) sau pe fider, punctul de alimentare (PA), și deci rețeaua de distribuție, rămîne fără tensiune. Pentru înlăturarea acestui neajuns și avînd în vedere că defectele sînt mai frecvente la fideri decît pe barele stației de transformare, se realizează o alimentare radială prin

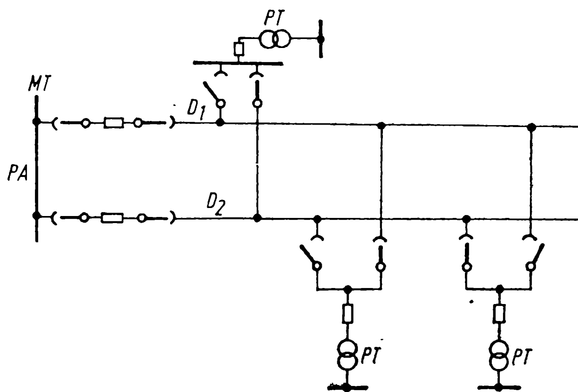


Fig. 1.8. Schemă de conexiune buclată cu funcționare radială.

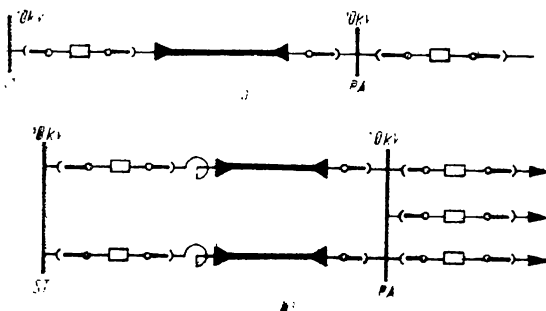


Fig. 1.9. Scheme de alimentare radiale:
a — cu un fider de alimentare; b — cu doi fideri de alimentare.

doi fideri paraleli (fig. 1.9, b) care fiind prevăzuți cu o protecție corespunzătoare, asigură alimentarea continuă a consumatorilor, chiar și la apariția unui defect pe unul din fideri. În acest caz, dimensionarea fiderilor se face astfel încît fiecare să poată prelua întreaga sarcină a punctului de alimentare, menținîndu-se deci în fideri o rezervă de 100%. Dezavantajul schemei constă în aceea că, datorită existenței fiderilor în paralel, eficacitatea bobinelor de reactanță care sînt necesare pentru limitarea curenților de scurtcircuit este redusă.

Pentru micșorarea curenților de scurtcircuit, menținînd avantajul alimentării prin mai mulți fideri, se secționează barele punctului de alimentare și se introduce cupla longitudinală prevăzută cu dispozitiv de anclanșare a rezervei (AAR). În funcționare normală cupla este deschisă, închizîndu-se automat cînd pe una din secțiile de bare a dispărut tensiunea. În astfel de scheme de conexiuni cu barele punctului de alimentare secționate, secțiile de bare sînt alimentate prin fideri care sînt racordați la una sau mai multe stații de transformare.

În rețelele de 15 sau 20 kV, punctele de alimentare pot avea două chiar trei sisteme de bare, dintre care unele secționate. În figura 1.10 este prezentat un punct de alimentare cu două sisteme de bare, unul secționat (bara de lucru), altul nesecționat (bară de rezervă). Bara de lucru are fiecare din cele două secții alimentate de cîte un fider. Cel de-al treilea fider este destinat alimentării de rezervă, fiind conectat la bara nesecționată.

Cînd se defectează fiderul de alimentare, alimentarea de rezervă poate fi conectată cu ajutorul cuplelor transversale prevăzute cu AAR. Pentru a putea schimba rolul fiderilor în rețea se folosesc separatoarele S_1 și S_2. În situația

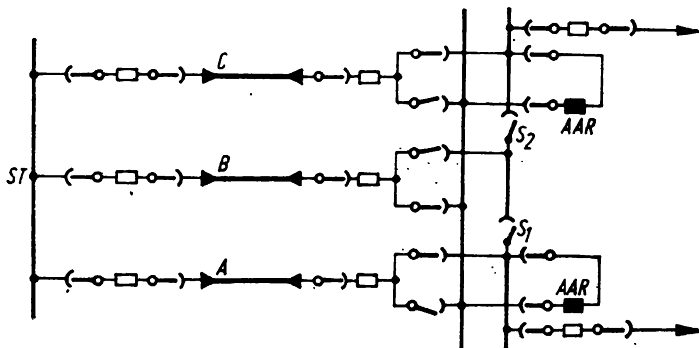


Fig. 1.10. Schemă de conexiune radială cu trei fideri, dintre care unul de rezervă și dispozitiv AAR pe două secții de bare.

prezentată în figură, fiderul *B* este de rezervă, dacă se închide separatorul S_2, iar cînd se închide separatorul S_1 fiderul *A* este folosit ca rezervă. Sarcina normală a unui fider poate fi egală cu sarcina sa maximă, avînd o rezervă în capacitate de transport de 50 %.

Deoarece în cadrul orașelor, schemele rețelelor de medie tensiune cuprind mult mai multe puncte de alimentare, acestea pot fi cu funcționare radială sau cu funcționare buclată.

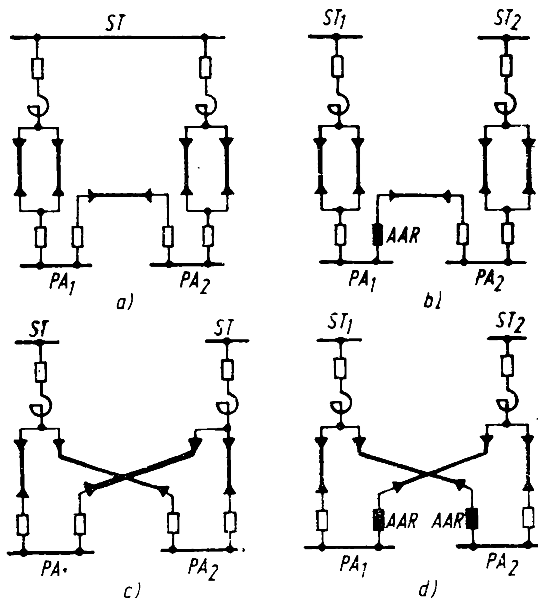


Fig. 1.11. Scheme de conexiune a rețelelor de fider cu două puncte alimentare.

În figura 1.11 sînt reprezentate două tipuri de scheme de conexiuni pentru rețeaua care are două puncte de alimentare, fiecare putînd lucra atît radial cu AAR, cît și buclat, fără AAR. Schema din figura 1.11, *a*, realizată și în rețeaua orașului București, este echivalentă din punctul de vedere al funcționării cu schema din figura 1.11, *c*, însă aceasta din urmă are o lungime totală a cablurilor mai mică. Ambele scheme necesită o rezervă de 100 % în capacitatea de transport a fiderilor. Schemele din figurile 1.11, *b* și *d* sînt, de asemenea, echivalente între ele și funcționează obișnuit radial. În cazul cînd bara unuia din punctele de alimentare rămîne fără tensiune, dispozitivul AAR restabilește situația normală.

În figura 1.12 sînt indicate unele scheme de conexiuni ale rețelelor de fideri în cazul cînd sectorul are trei puncte de alimentare sau schema unei triplete de puncte de alimentare. Schema din figura 1.12, *a* poate avea fiderii de alimentare racordați la secții de bare diferite, dacă acestea există.

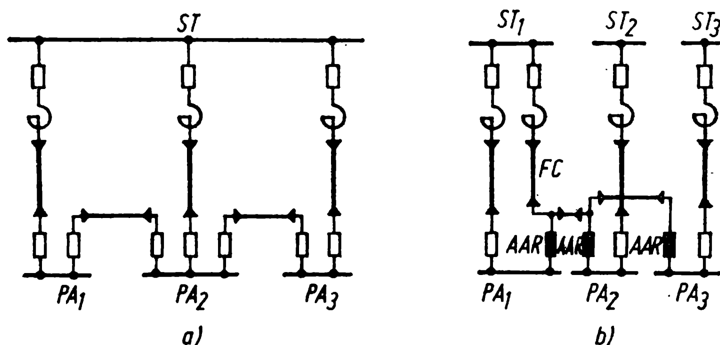


Fig. 1.12. Scheme de conexiuni ale rețelei de fideri cu trei puncte de alimentare.

Dacă se consideră că în funcționarea normală cei trei fideri sînt egal încărcați, iar legăturile dintre barele punctelor de alimentare sînt întrerupte, în caz de avarie la ieșirea din funcțiune a unui fider, legăturile dintre barele punctelor de alimentare se închid, iar cei doi fideri în funcțiune se supraîncarcă cu 50%. Dacă legăturile dintre punctele de alimentare sînt prevăzute cu AAR, rețeaua funcționează în condiții normale radial și se buclează cînd dispare tensiunea de pe una din barele punctelor de alimentare.

Schema din figura 1.12, *b* a fost propusă și în rețeaua orașului București și va înlocui treptat schema din figura 1.12, *a*. Ea funcționează, în condiții normale, radial și are asigurată rezerva printr-un fider comun (FC) celor trei fideri activi, care intră în funcțiune prin dispozitivul AAR. Astfel rezerva în capacitatea de transport a fiderilor este 33%.

În orașul București marea majoritate a rețelei de distribuție de medie tensiune este construită pentru funcționarea prin puncte de alimentare. Caracteristicile de rețea și de consum care au dat prioritate sub aspect tehnic și economic acestui sistem de distribuție sînt:

— densitatea de suprafață a sarcinii relativ mică de $0,5 \div 5$ MVA/km^2;

— stații de transformare puține și amplasate la distanțe destul de mari una de alta;

— stații de transformare amplasate excentric față de zona deservită.

În figura 1.13 este reprezentată schema de distribuție de bază pentru rețeaua de fideri și de distribuitoare din București, în care rețeaua de fideri este asemănătoare cu figura 1.12, *b*.

Fiderii punctelor de alimentare funcționează radial, deoarece acest mod de lucru prezintă unele avantaje:

— o siguranță sporită de alimentare, deoarece fiderii de bază și de rezervă se conectează la bare diferite ale stației de transformare, ceea ce practic echivalează cu două surse de alimentare distincte:

— protecția este mai simplă și mai sigură;

— puterile de scurtcircuit sînt mai mici decît în situația că s-ar funcționa în schemă buclată.

Schema de funcționare în tripletă nu este unică în rețeaua de MT din București. În acest sens se menționează punctele de alimentare de abonat prevăzute să funcționeze singular și care au doi fideri activi în stație, fiecare dimensionat pentru întreaga putere solicitată de consumator. Bara punctului de alimentare este secționată printr-o cuplă cu întreruptor prevăzută cu instalație de AAR.

Funcționarea cu doi fideri încărcați la jumătate din sarcină este mai avantajoasă din punct de vedere al pierderilor de putere și energie decît soluția cu un fider activ și unul de rezervă. Mai există și puncte de alimentare care funcționează în dubletă și care sînt prevăzute de fapt pentru tripletă la apariția primului punct de alimentare din zonă.

Din figura 1.13 se constată că rețeaua de distribuție este construită în sistemul buclat deschis. În orașul București, de la schema de conexiune buclat-deschisă a distribuitoarelor există și excepții:

— distribuția biradială (fig. 1.7) adoptată în special pentru alimentarea unor consumatori cu puteri concentrate și un grad de siguranță sporit;

— distribuția de tip radial pentru consumatorii periferici;

— distribuția bloc, foarte rar întîlnită și adoptată pentru consumatori foarte importanți.

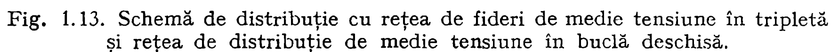


Fig. 1.13. Schemă de distribuție cu rețea de fideri de medie tensiune în tripletă și rețea de distribuție de medie tensiune în buclă deschisă.

Soluția buclat-deschisă pentru schemele de conexiuni ale rețelelor de distribuitoare este larg răspîndită și în schemele noilor orașe din străinătate.

Deoarece odată cu creșterea consumului de energie electrică, numărul stațiilor de transformare s-a mărit sensibil, iar amplasarea acestora urmărește să se facă în centrul de greutate al consumului, avantajele distribuției prin puncte de alimentare încep să se estompeze, apărînd mai avantajoasă distribuția directă.

Astfel pătrunderea tensiunilor înalte și foarte înalte de 110 $\div$ 400 kV pînă în apropierea centrului de sarcină permite realizarea unor stații de transformare cu schemă simplificată pe partea de înaltă tensiune, numite

stații de racord adînc (*SRA*) care au avantajul micșorării pierderilor de putere și reducerii lungimii rețelei de medie tensiune.

În figura 1.14 se prezintă o stație de racord adînc menționîndu-se totodată părțile principale ale rețelelor de distribuție industriale.

Astfel, rețelele de distribuție industriale pot fi alcătuite din:

— *rețeaua propriu-zisă*, constituită din căi de distribuție și alimentare (fideri) de medie și joasă tensiune, realizate în linii aeriene, cabluri sau bare conductoare;

— *stații intermediare de distribuție*, denumite uneori și puncte de distribuție (*PD*), care distribuie energia electrică spre posturile de transformare de secții, la aceeași tensiune la care o primesc de la stația principală;

— posturi de transformare (*PT*), de secții (atelier) care transformă la joasă tensiune energia primită la medie tensiune de la stațiile de distribuție. În cazul în care într-un post de transformare apare necesitatea unor plecări pe parte primară pentru diverse receptoare de medie tensiune, se realizează un post de transformare și distribuție (*PTD*).

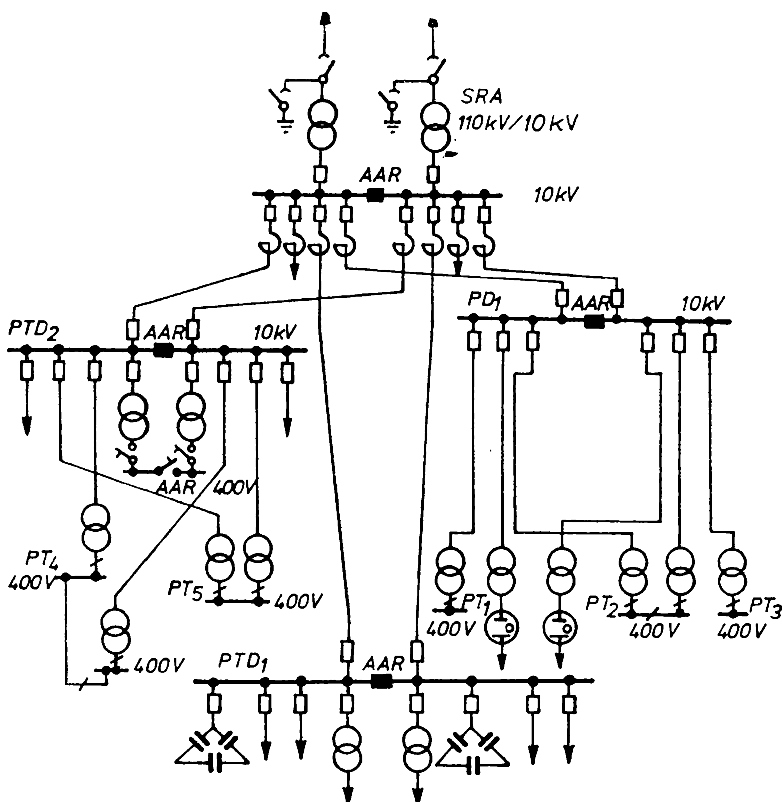


Fig. 1.14. Schemă radială tip, în două trepte, cu rezervare de 100%, în alimentarea punctelor de distribuție intermediare:

SRA — stație de transformare principală de tip racord adînc; *PD* — punct de distribuție intermediar; *PTD* — post de transformare și distribuție.

Referitor la rețelele urbane trebuie menționat că în țara noastră în cazul stațiilor de transformare noi se adoptă soluții mixte: distribuția directă pentru consumatorii din imediata vecinătate a stației și distribuția prin puncte de alimentare pentru zonele situate la distanțe mai mari de 3 km de stație.

1.2.2.3. *Schemele de dezvoltare ale rețelelor electrice urbane.* Se preconizează în general ca schemele de conexiuni ale rețelelor urbane să admită posibilitatea dezvoltării lor treptate în etape bine studiate energetic și coordonate cu planurile de sistematizare urbană. Soluțiile alese trebuie să fie suficient de elastice încît să permită adaptarea schemelor la modificări de prognoze privind creșterea sarcinilor și distribuirea acestora pe suprafața teritorială.

În cele ce urmează se prezintă o serie din cele mai cunoscute scheme avute în vedere în studiile de planificare a rețelelor electrice urbane de medie tensiune în cabluri, atît în cazul existenței punctelor de alimentare, cît mai ales pentru cazul distribuției directe.

A. *Schema în fus.* Rețeaua de plecare a fusului este rețeaua de medie tensiune funcționînd în buclă deschisă în regim normal (figura 1.15).

Cînd puterea distribuită prin buclă atinge valoarea ce poate fi transmisă prin unul din cele două cabluri este necesară consolidarea acestuia; se introduce atunci cablul de rezervă sau de ajutor. Alegerea extremității cablului de ajutor fixează poziția așa-numitului punct de reflexie (fig. 1.15, etapa II). Pe măsura creșterii consumului, rețeaua se consolidează pînă cînd numărul cablurilor de lucru atinge cifra 6. Se obține atunci starea de saturație a fusului, care nu se poate rupe decît prin crearea unui nou fus.

B. *Schema în formă de spic.* Este un fus în care cablul de ajutor joacă rolul punctului de reflexie. Ca și fusul, spicul cuprinde în formă finală 6 cabluri de lucru pentru un cablu de rezervă. Rețeaua de plecare a spicului

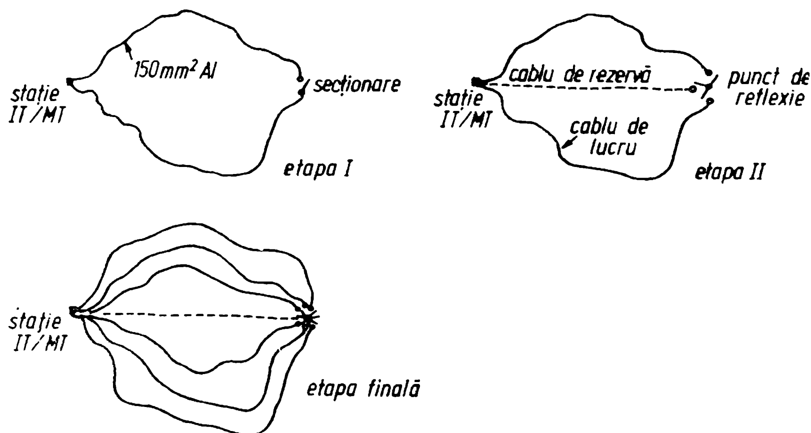


Fig. 1.15. Structură în formă de fus:
etapa *I* — rețea tip „fus minim" sau buclă sprijinită; etapa *II* — montarea cablului de rezervă și alegerea punctului de reflexie; etapa *III* — saturație — 6 cabluri de bază, un cablu de rezervă.

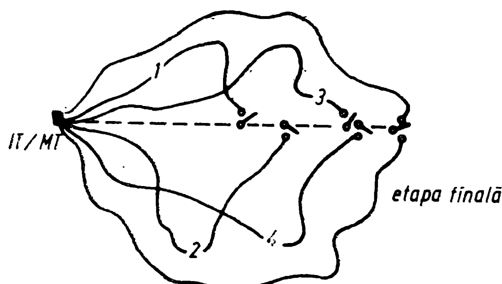
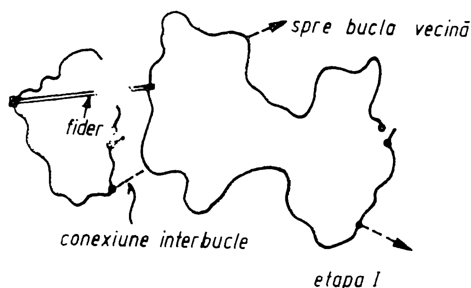


Fig. 1.16. Structura în formă de spic.

poate fi tot rețeaua în buclă deschisă. Consolidarea acestei rețele se realizează trăgînd un cablu de rezervă, de la sursă pînă la un punct oarecare al buclei, cu condiția ca puterea distribuită sarcinii prin cele două semibucle să nu depășească puterea limită a unui cablu de lucru.

Cînd semibucla își atinge valoarea limită se introduc succesiv noi cabluri de lucru; spicul se dezvoltă astfel pînă ajunge în forma finală prezentată în figura 1.16.

C. *Schema în bucle sau rețea cu ochiuri.* Bucla inițială se transformă — pe măsura creșterii sarcinilor — într-un număr mai mare de bucle racordate atît la sursă prin fideri, cît și între ele prin conexiuni reciproce (fig. 1.17).



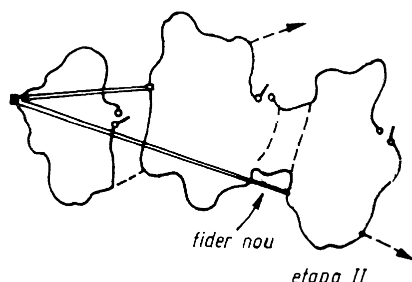
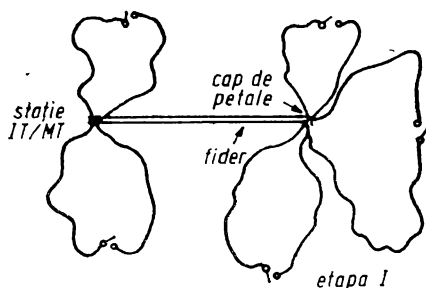


Fig. 1.17. Structura în bucle.

D. *Schema în formă de „petale de margaretă".* Petala de margaretă este o buclă alimentată fie direct din stație, fie dintr-un punct de alimentare „cap de petale", racordat la stație prin fideri. Din punctul de alimentare pot fi alimentate mai multe petale, pînă la maximum 4 (fig. 1.18).



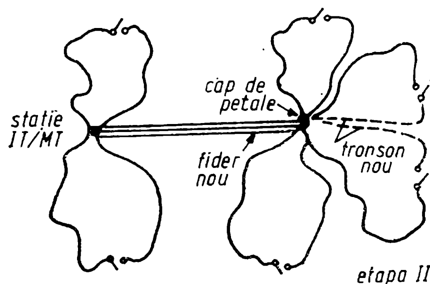


Fig. 1.18. Structura în formă de „petale de margaretă".

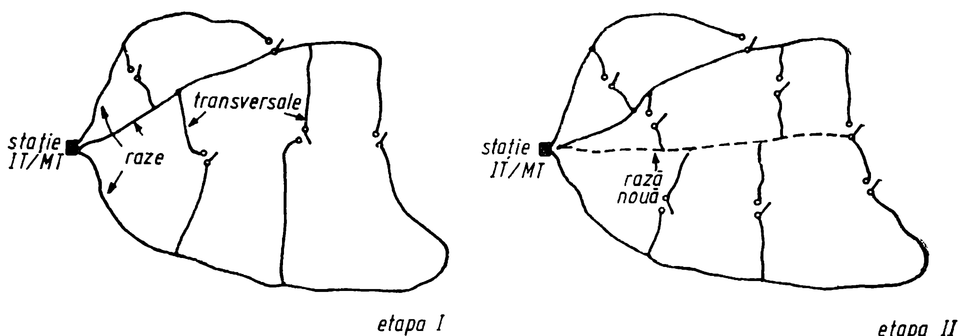


Fig. 1.19. Structură în grilă sau grătar.

E. *Schema în formă de grilă* sau *reţeaua de tip grătar* cuprinde raze plecînd de la staţia de alimentare şi cabluri transversale care fac legătura între raze (fig. 1.19).

F. *Schema sau reţeaua în derivaţie* este formată din perechi de cabluri (fig. 1.20). Posturile de transformare MT/JT trebuie repartizate cît mai uniform posibil pe cele două cabluri din pereche, în scopul reducerii pierderilor. Cînd puterea transportată de o pereche de cabluri principale depăşeşte puterea ce poate fi suportată de un cablu, se realizează divizarea cablului în tronsoane şi se pozează noi cabluri în aval de sursă.

Schema finală cuprinde 6 cabluri de bază şi un cablu de rezervă.

1.2.2.4. *Schemele de conexiuni ale reţelelor electrice rurale.* În mediul rural consumul de energie electrică se caracterizează prin densitatea mică a sarcinii, deoarece zonele de consum rurale preiau puteri relativ mici şi sînt situate la distanţe relativ mari. Reţelele electrice rurale sînt lungi, iar puterile posturilor de transformare ajung în general la valori de ordinul sutelor de kVA.

Cheltuielile de investiţie, consumurile de materiale conductoare şi de alte materiale raportate la puterea transportată au valori ridicate.

Măsurile pentru reducerea cheltuielilor iniţiale de investiţie şi a consumurilor de materiale conductoare constau în folosirea unor tensiuni ridicate, în adoptarea unor sisteme economice de distribuţie, reglarea tensiunii şi folosirea elementelor constructive tipizate pentru executarea reţelelor.

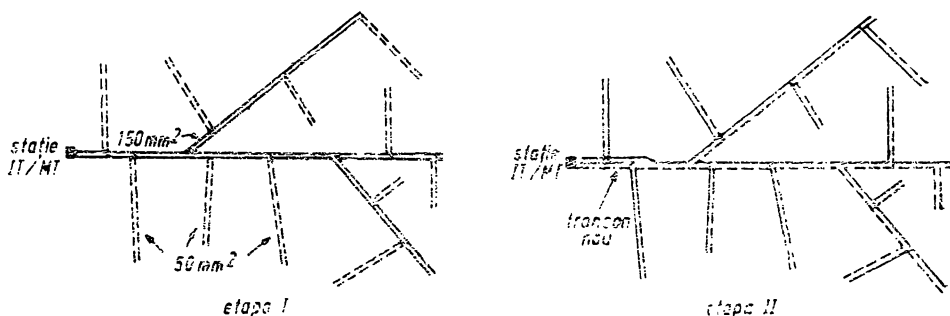


Fig. 1.20. Structură în dublă derivaţie.

Folosirea tensiunii de 20 kV în locul tensiunii de 15 kV mărește capacitatea de transport de aproximativ 1,8 ori în timp ce costul liniilor și aparatelor de 20 kV este numai cu 3. . . 6 % mai mare decît al liniilor de 15 kV.

Configurația rețelelor electrice rurale trebuie să țină seama de mai mulți factori printre care se menționează: categoria consumatorilor, necesitatea amplasării posturilor de transformare în centrul de greutate al consumatorilor, evitarea apropierii pe lungimi mari de liniile de telecomunicații, evitarea terenurilor fugitive, apropierea traseului liniei de căile de circulație existente etc.

În majoritatea cazurilor rețelele electrice rurale de medie tensiune au o configurație radial-arborescentă (fig. 1.21).

Rețelele de joasă tensiune se execută de asemenea după o configurație radială, iar dacă este necesară o siguranță mărită în alimentarea cu energie electrică este recomandabilă aplicarea de legături de siguranță (fig. 1.22).

Considerente de ordin tehnic și economic au condus la necesitatea studierii și găsirii unor soluții mai eficiente pentru construirea liniilor electrice aeriene de joasă tensiune. Astfel, în unele țări ca: S.U.A., Franța, Suedia, s-au realizat linii aeriene cu conductoare izolate răsucite. La noi s-au experimentat în județul Brașov.

Conductoarele de fază din aluminiu și cel de nul din oțel-aluminiu — acesta fiind și purtătorul rețelei — sînt răsucite și formează un fascicul (fig. 1.23). Izolația este din material plastic.

Derivațiile și branșamentele se fac prin desfacerea izolației în punctele respective, folosirea clemelor de derivație și reizolarea porțiunii afectate.

Un fascicul este format din 2 ÷ 7 conductoare răsucite. Fasciculele se montează pe stîlpi sau pe fațadele clădirilor.

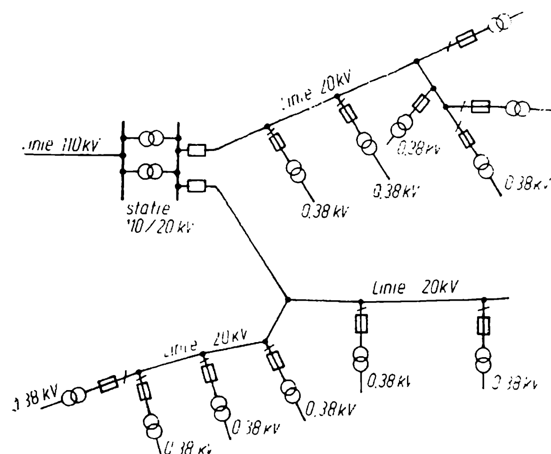


Fig. 1.21. Schema unei rețele electrice de medie tensiune din mediul rural.

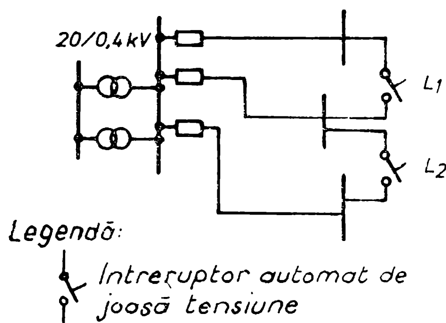


Fig. 1.22. Schemă radială cu legăturile de siguranță L_1 și L_2.

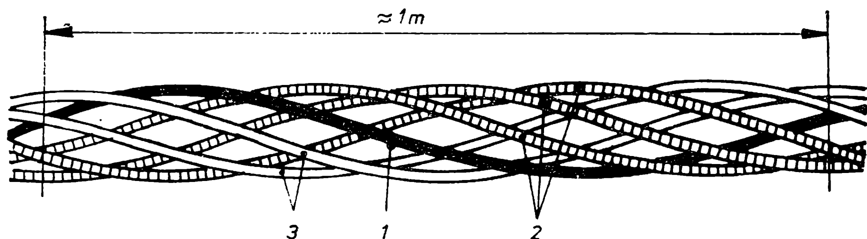


Fig. 1.23. Fascicul de conductoare torsodate:
1 — nulul purtător, din oțel-aluminiu; *2* — conductoare de fază, din aluminiu; *3* — conductor de fază pentru iluminat public.

1.2.3. SCHEMELE DE CONEXIUNE ALE REȚELELOR ELECTRICE URBANE DE ÎNALTĂ ȘI FOARTE ÎNALTĂ TENSIUNE

În cazul marilor orașe rețeaua de înaltă tensiune și foarte înaltă tensiune se transformă dintr-o rețea de conexiune cu sistemul energetic, într-o rețea de distribuție a energiei electrice pe suprafața orașului. Rețeaua de înaltă și foarte înaltă tensiune capătă în acest caz o configurație specifică orașelor, luînd forma unui inel cu una sau mai multe legături diametrale. De aceea soluția adoptată pentru alimentarea cu energie electrică a marilor orașe constă în construirea unor inele de linii electrice de înaltă și foarte înaltă tensiune care înconjoară tot orașul și formează un fel de sistem extins de bare colectoare. La aceste inele, pentru mărirea siguranței de alimentare sînt racordate sursele locale, precum și sistemul electroenergetic. Injecția puterii în oraș se face prin linii și stații racordate la aceste inele.

Mărirea capacității de transport se realizează prin înmulțirea numărului de linii care formează inelul, ajungîndu-se astfel la un sistem cu mai multe inele concentrice, la aceeași tensiune sau la tensiuni din ce în ce mai mari.

Problemele fundamentale legate de configurația acestor rețele vor fi analizate din exemplul concret al evoluției alimentării cu energie electrică a orașului București.

1.3. EVOLUȚIA ALIMENTĂRII CU ENERGIE ELECTRICĂ A ORAȘULUI BUCUREȘTI

Rețeaua electrică a fost concepută și executată începînd din anul 1908 ca o rețea de distribuție la tensiunea de 5 kV, alimentată direct din stațiile centralelor electrice Filaret și Grozăvești. Această rețea a satisfăcut necesitățile de consum ale orașului pînă în perioada anilor 1928 — 1930 cînd, ca urmare a dificultăților care au început să apară în alimentarea consumatorilor numai din două stații și la tensiunea de 5 kV, s-a impus adoptarea unei noi concepții privind dezvoltarea rețelei electrice a orașului.

Pe baza acestei concepții, s-a executat în perioada anilor 1931 — 1933 prima rețea electrică de transport a capitalei realizată în cablu la tensiunea de 30 kV care alimenta stațiile de transformare de 30/5 kV: Grozăvești,

Filaret, Obor și Grivița. Această rețea a avut și rol de interconexiune între cele două centrale electrice ale orașului.

Odată cu realizarea primei linii de 110 kV CHE Dobrești – București apare la Grozăvești stația de transformare de 110/30 kV. Prin linia de 110 kV se realizează interconexiunea între centralele electrice din București și centralele Dobrești și Schitu-Golești.

Aceste instalații au reprezentat primul nucleu al viitorului sistem energetic unic al României.

După anul 1938 pentru creșterea gradului de siguranță în alimentarea consumatorilor s-a căutat să se realizeze principiul alimentării fiecărei stații de 30/5 kV din două surse diferite.

Creșterea consumului de energie electrică, în special a celui industrial, a determinat dezvoltarea în continuare a rețelei de transport de 30 kV, prin apariția de noi stații de transformare, cum ar fi stația de 30/6/5 kV Titan și prin realizarea de noi legături prin cablu de 30 kV între stațiile existente.

Planul de electrificare de 10 ani aprobat în anul 1950 a stabilit dezvoltarea rapidă a noii rețele de transport de 110 kV. În capitală a apărut în 1952 a doua stație de 110 kV, amplasată în zona de est a orașului, alimentată prin linia de 110 kV, din CTE Doicești, care modifică substanțial configurația rețelei de transport de 30 kV. O parte din stațiile electrice de 30/5 kV au fost racordate la stația București-Est. S-au creat astfel în București două zone de alimentare a rețelei de 30 kV: zona Grozăvești cuprinzînd și centrala Filaret și zona București-Est, interconexiunea între acestea realizîndu-se prin stația Obor.

În etapa 1950—1960, noile stații de transformare care s-au construit pentru acoperirea consumului de energie al orașului — București-Est, Casa Scînteii, Jilava și București-Centru — au pus accentul atît pe dezvoltarea rețelei de transport de 30 kV, cît și pe cea de 110 kV ca rețea de transport și de injecție în rețeaua locală de 30 și 5 kV. În această etapă se dezvoltă rețeaua de 30 kV concepută ca rețea de transport, la care se racordează și stația București-Centru.

După anul 1961 s-a mai pozat un singur cablu de 30 kV, pentru alimentarea stației Grivița, după care rolul rețelei de 30 kV începe să fie preluat de rețeaua de 110 kV (fig. 1.24). În prezent, rețeaua de 30 kV este în continuă descreștere și se prevede ca în anul 1980 să fie complet desființată.

Se constată astfel că în etapa de după 1960 s-a dezvoltat rețeaua de 110 kV ca o rețea de transport, alimentînd stații electrice de transformare de 110/10 (5) kV, care constituie surse de injecție de putere în rețeaua electrică de distribuție de 5 $\div$ 10 kV a orașului. Menținerea rețelei de 30 kV ca rețea de transport și utilizarea ei pînă în anul 1980, paralel cu rețeaua de 110 kV se justifică prin eficiența tehnico-economică a unor cabluri de 30 kV existente pentru transportarea unor puteri de 10 $\div$ 20 MVA, cît și prin faptul că rețeaua de 110 kV nu s-a putut dezvolta de la început astfel încît să poată prelua toate cererile de consum de energie. Urmează apoi construirea de noi stații de 110 kV ca: Jilava, Pipera, UMGB, Solex, Dudești, FCME, Nord, Crîngași și trecerea unor stații de 30 kV la tensiunea de 110 kV cu amplificarea substanțială a puterilor instalate. Astfel, stațiile: Obor, Filaret, Titan, Scînteia au fost trecute la tensiunea de 110 kV, tensiunea de 30 kV rămînînd ca o sursă de rezervă. Începe în această perioadă trecerea rețelei de distri-

Fig. 1.24. Configurația rețelei de 110 kV din București în 1973.

buție de 5 kV la tensiunea de 10 kV, folosindu-se în special metoda suprapunerii. Rețeaua de fideri și distribuitori de medie tensiune ajunge în prezent la o lungime de aproximativ 3 000 km, din care doar 10 km sînt sub formă de linie electrică aeriană.

Creșterea consumului în zonele centrale ale orașului a necesitat apariția stațiilor de 110 kV în aceste zone cu distribuirea energiei electrice prin rețeaua de (5) 10 kV.

În concepția de realizare a rețelei de 110 kV mai întîi s-a adoptat soluția realizării unui nivel de 110 kV la periferia orașului care să alimenteze stațiile electrice amplasate în aceste zone.

Pe măsura realizării de stații de 110 kV amplasate în zonele centrale ale orașului, această concepție este completată cu executarea de diagonale realizate prin cablu de 110 kV între stații de pe inelul electric exterior (fig. 1.24)

Adoptarea acestei soluții prezintă următoarele avantaje:

— realizarea de stații de 110 kV alimentate radial sau în buclă din două surse diferite de putere;

— posibilitatea preluării de consum de putere de pe un nod de interconexiune cu sistemul național pe altul, în caz de indisponibilitate;

— creează posibilități pentru dezvoltarea unei rețele de distribuție de medie tensiune dimensionată economic.

Principiile adoptate pentru construcția și dezvoltarea rețelei de 110 kV ca o rețea de transport și de distribuție au determinat schemele stațiilor de transformare.

Principiile care au fost luate în dezvoltarea rețelei de 110 kV au fost:

— funcționarea radială;

— rezervare de 100% în alimentare;

— nivel maxim de scurtcircuit 6 000 MVA.

Rețeaua de medie tensiune a orașului a determinat, prin caracterul ei funcțional, schema electrică a stațiilor de transformare.

În general, atît pe partea de 110 kV, cît și pe partea de 10 kV s-a ales sistemul cu bare colectoare duble deoarece oferă o elasticitate mare în exploatare și o bună repartizare a pierderilor pe transformatoarele stațiilor.

Stațiile de 110 kV care au și rol de conexiune în rețeaua de 110 kV, denumite stații tip *SCT*, au fost concepute și realizate de regulă cu sistem dublu de bare la 110 kV (fig. 1.25).

Pentru creșterea gradului de siguranță în funcționare s-a adoptat principiul secționării longitudinale a barelor de 110 kV și a realizării unei bare de transfer. În acest fel s-a creat posibilitatea debuclării rețelei de 110 kV și s-au redus puterile de scurtcircuit. Stațiile de 110 kV care nu constituie

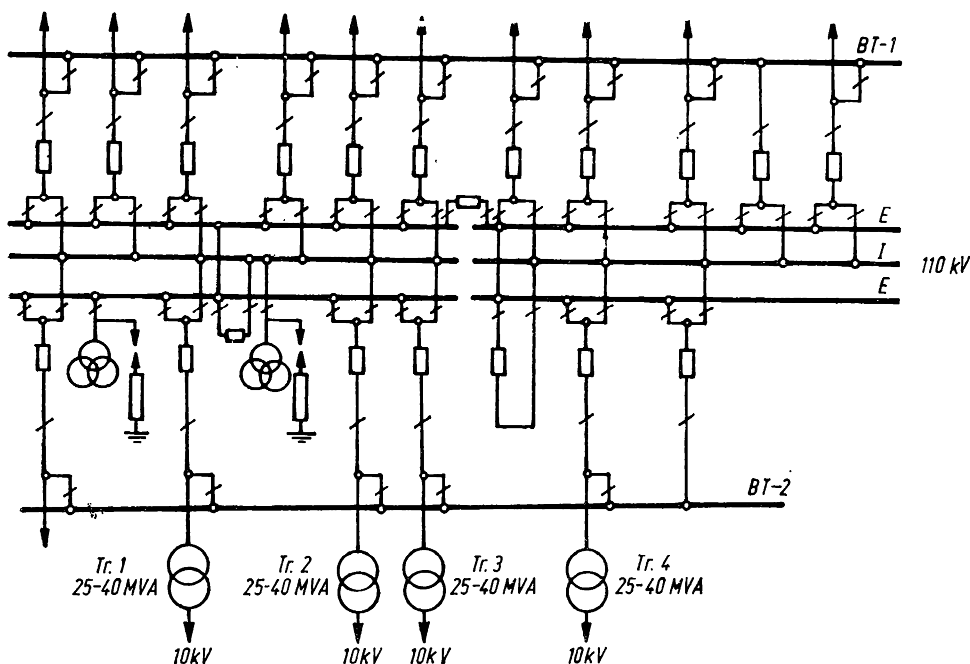


Fig. 1.25. Stație electrică de conexiuni și transformare.

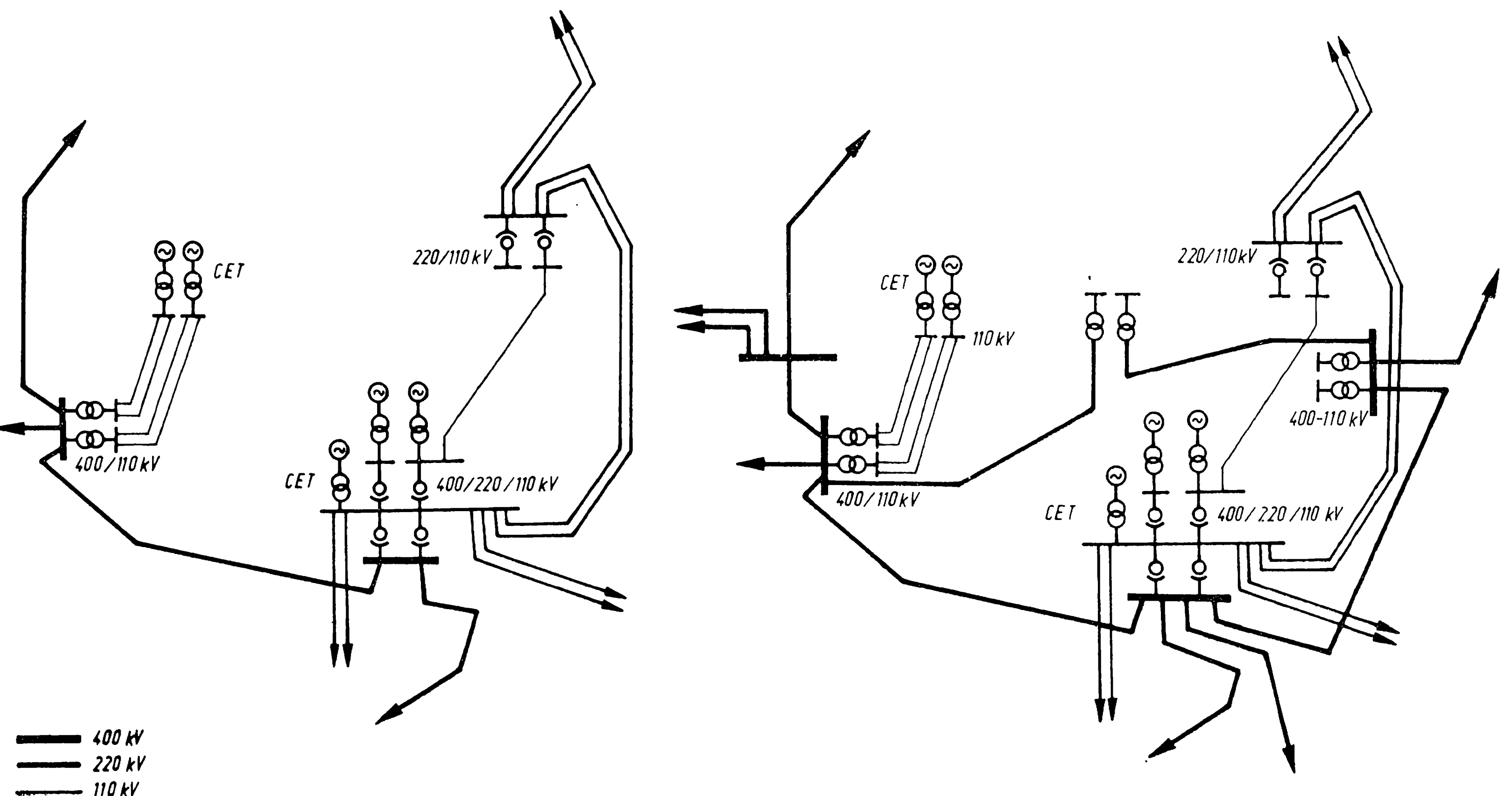


Fig. 1.27. O variantă posibilă de dezvoltare a rețelelor de *IT* și *FIT* în jurul orașului București.

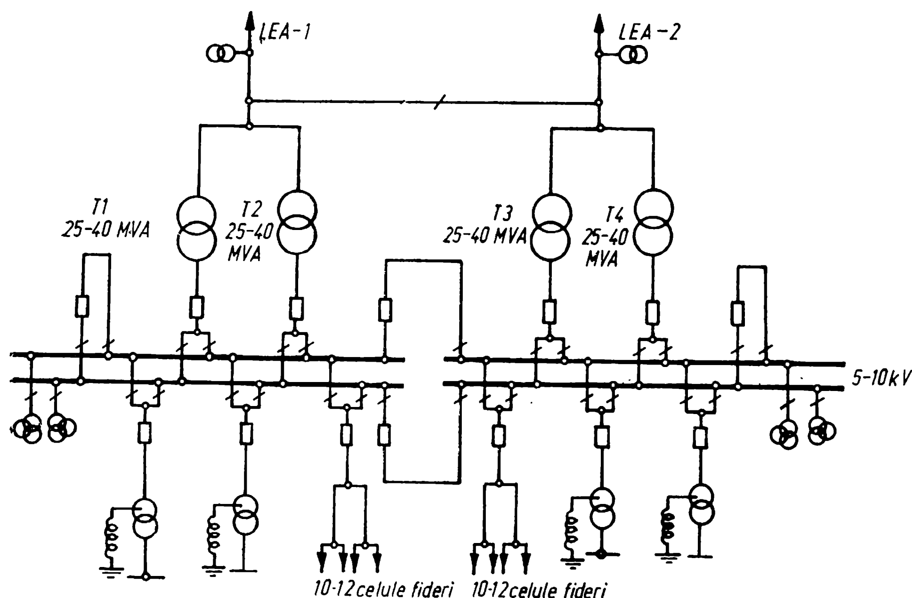


Fig. 1.26. Stație electrică de transformare *ST*.

surse de putere pentru alte stații de 110 kV sînt destinate numai pentru alimentarea rețelei de medie tensiune, fiind concepute cu scheme simple fără conexiuni la 110 kV. Din această cauză ele constituie numai stații de transformare, fiind notate cu indicativul *ST* (fig. 1.26).

Creșterea continuă a puterilor vehiculate prin liniile de înaltă tensiune a determinat trecerea la construirea unei rețele de transport la tensiuni superioare celei de 110 kV.

S-a realizat mai întîi o rețea la tensiunea de 220 kV București-Sud — București-Est, ca apoi să fie construită și o stație de 400 kV la București-Sud. Variante posibile ale alimentării cu energie electrică a orașului București în perspectivă sînt reprezentate în figura 1.27, din care se observă că spre finalul etapei este posibilă construirea unei stații centrale de transformare din 400/110 kV.

Capitolul 2

PARAMETRII ELEMENTELOR REȚELELOR ELECTRICE

Prima etapă în studierea regimurilor de funcționare a unei rețele electrice constă în determinarea parametrilor elementelor sale componente — linii, transformatoare, generatoare, bobine de reactanță — ale căror valori trebuie cunoscute atît în condiții normale de funcționare, cît și în condiții de avarie. Calculul acestor parametri presupune cunoașterea anumitor date constructive sau reieșite din încercări experimentale, specifice fiecărui element component al rețelei. În cele ce urmează se analizează numai parametrii liniilor și transformatoarelor electrice în condiții normale de funcționare. La capitolul de scurtcircuite se analizează și parametrii elementelor componente ale rețelei în condiții de avarie.

2.1. PARAMETRII LINIILOR ELECTRICE

Conductoarele liniilor electrice se caracterizează prin patru parametri și anume: *rezistența, inductivitatea (reactanța), capacitatea (susceptanța)* și *perditanța (conductanța)* care se raportează la unitatea de lungime a liniei. Valorile acestora depind de anumite caracteristici de material (rezistivitatea electrică, permeabilitatea magnetică și permitivitatea electrică) și de elemente geometrice, constructive (raza conductoarelor și distanța dintre acestea).

Rezistența și reactanța se numesc *parametri longitudinali* și formează *impedanța serie,* care se exprimă pe unitatea de lungime a liniei:

$$\underline{Z}_0 = R_0 + j\,\omega\,L_0 = R_0 + j\,X_0 \left[\frac{\Omega}{\text{km}}\right]. \tag{2.1}$$

Perditanța și susceptanța se numesc *parametri transversali* și constituie *admitanța derivație,* care se exprimă pe unitatea de lungime a liniei:

$$\underline{Y}_0 = G_0 + j\,\omega\,C_0 = G_0 + jB_0 \left[\frac{\text{S}}{\text{km}}\right]. \tag{2.2}$$

În condiții normale de funcționare, perditanța este nulă sau neglijabil de mică pentru majoritatea liniilor electrice. O excepție o constituie cablurile la care perditanța poate avea un efect important de limitare a intensității curentului din cablu. La liniile aeriene de înaltă și foarte înaltă tensiune cu

perditanță neglijabilă în condiții normale de funcționare, aceasta poate deveni importantă în timpul unor supratensiuni, cînd apare necesitatea considerării efectului corona.

Toate liniile electrice au rezistență, inductivitate și capacitate, însă, în funcție de caracteristicile și de tensiunea lor nominală, una sau mai multe din aceste mărimi pot fi uneori neglijate, efectele lor fiind fără importanță în rezultatele finale. De exemplu, pentru liniile electrice aeriene de joasă și medie tensiune, capacitatea se poate neglija, deoarece valoarea ei este foarte redusă și influențează puțin circulația curenților sau puterilor reactive. În schimb, liniile electrice subterane au capacități cu valori mult mai mari și inductivități cu valori mai mici, în raport cu cele aeriene.

2.1.1. REZISTENȚA CONDUCTOARELOR LINIILOR ELECTRICE

Rezistența conductoarelor în curent continuu, la o temperatură oarecare, se poate calcula cu relația:

$$R_{cc} = \rho \frac{l}{s} = \frac{l}{\gamma \cdot s}, \qquad (2.3)$$

în care: ρ reprezintă rezistivitatea electrică a materialului conductor, în $\left[\frac{\Omega \text{mm}^2}{\text{m}}\right]$;

l — lungimea conductorului, în m;
s — secțiunea conductorului, în mm^2;
γ — conductivitatea electrică a materialului conductor, în $\left[\frac{\text{m}}{\Omega\ \text{mm}^2}\right]$.

În curent alternativ, rezistența conductoarelor este puțin mai mare decît cea în curent continuu, datorită *efectului pelicular* și a *efectului de apropiere* sau de *proximitate.*

Efectul pelicular reprezintă fenomenul de distribuție neuniformă a curentului în secțiunea transversală a unui conductor. El este influențat de frecvența curentului, de dimensiunile și de materialul conductor, însă este independent de dispunerea conductoarelor și de succesiunea curenților.

Efectul de apropiere reprezintă fenomenul de distribuție neuniformă a curentului în secțiunea transversală a unui conductor, produs de variația în timp a curentului în unul sau mai multe conductoare învecinate acestuia. El depinde atît de frecvență, dimensiunile și dispunerea conductoarelor, natura materialelor, cît și de legătura dintre amplitudinile și fazele curenților și de distribuția fluxului magnetic în interiorul și exteriorul conductorului.

În regim normal de funcționare, pentru liniile electrice aeriene alimentate în curent alternativ cu frecvență de 50 Hz, creșterea rezistenței datorită efectelor pelicular și de apropiere este foarte mică. Astfel, așa cum se constată

din figura 2.1 creșterea este mai mică de 5 %, pentru conductoare de cupru cu secțiuni sub 450 mm² și pentru conductoare de aluminiu cu secțiuni sub 700 mm². În aceste condiții, în calculul rezistențelor conductoarelor folosite curent la construcția liniilor electrice aeriene, se poate identifica, cu o bună aproximație, rezistența în curent alternativ cu cea în curent continuu.

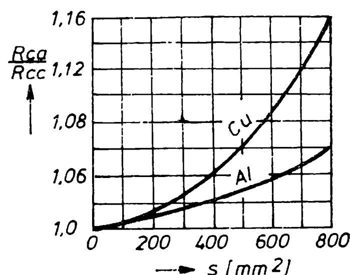


Fig. 2.1. Variația raportului rezistențelor în curent alternativ și în curent continuu cu frecvența de 50 Hz.

Obișnuit, rezistența conductoarelor pe unitatea de lungime nu se calculează, ci se indică în standarde pentru diferite secțiuni și tipuri constructive, la o temperatură a mediului ambiant de + 20°C. Liniile electrice funcționează însă la temperaturi diferite, în funcție de sarcină și de condițiile de răcire. În practică, pentru calculul regimurilor normale nu se ține seama de variația rezistenței cu temperatura, decît în cazul studierii încălzirii conductoarelor, cînd relația (2.3) pentru o temperatură oarecare θ se scrie sub forma:

$$R_\theta = \rho_\theta \cdot \frac{l}{s} = \rho_{20}\,[1 + \alpha_{20}\,(\theta - 20)]\,\frac{l}{s} = R_{20}\,[1 + \alpha_{20}(\theta - 20)],$$

în care: ρ_{20} reprezintă rezistivitatea electrică la 20°C indicată în tabele;
α_{20} — coeficientul de temperatură al rezistenței electrice, care pentru cupru este de 0,00393 grd^{-1}, iar pentru aluminiu de 0,00403 grd^{-1};
R_{20} — rezistența conductorului la 20°C calculată sau obținută din tabele.

În cazul liniilor electrice în cablu, rezistența electrică în curent alternativ a conductoarelor crește în raport cu cea în curent continuu, în special din cauza efectului pelicular, a efectului de proximitate și a pierderilor determinate de curenții induși în mantalele de plumb. Pentru cabluri groase cu mantale de plumb, rezistența efectivă poate atinge și chiar depăși de 1,5 ori rezistența în curent alternativ a conductorului considerat singur. De aceea, rezistența efectivă se va scoate din tabele, ținînd seama de tipul constructiv al cablului și de secțiunea conductorului, iar la o temperatură oarecare θ, se va calcula cu relația:

$$R'_\theta = R_{20}\,[1 + \alpha_{20}\,(\theta - 20)] + \Delta R, \tag{2.5}$$

în care ΔR ține seama de pierderile suplimentare, atunci cînd cablul lucrează în curent alternativ monofazat sau trifazat.

Valoarea rezistenței suplimentare a cablurilor ΔR poate fi influențată constructiv sau prin dispunerea acestora. Astfel, dacă secțiunile circulare ale cablurilor cu secțiuni mari sînt realizate din patru sectoare izolate între ele cu 1 ÷ 2 benzi de hîrtie, atunci se reduce influența efectului pelicular și a celui de proximitate și, în consecință, și rezistența suplimentară. În schimb, influența efectului de proximitate poate crește apreciabil, la montarea cablurilor monofazate de înaltă tensiune în tuburi de oțel, în raport cu montarea normală în pămînt. De exemplu, în cazul dispunerii acestora după un triunghi

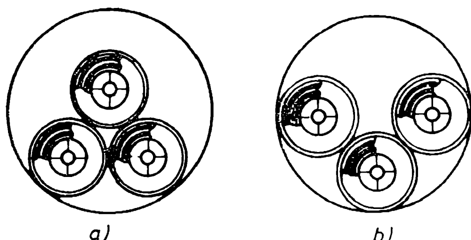


Fig. 2.2. Așezarea cablurilor monofazate în tuburi de oțel:

a — în triunghi cu vîrful în sus; *b* — în triunghi cu vîrful în jos.

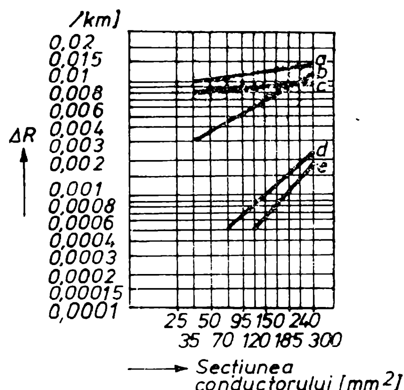


Fig. 2.3. Rezistența suplimentară ΔR a cablurilor cu mai multe conductoare la frecvența de 50 Hz:

a — cabluri armate cu manta de plumb și conductor de cupru sau de aluminiu; *b* — cabluri nearmate cu manta de aluminiu și conductoare de cupru sau de aluminiu; *c* — cabluri armate cu izolație din material plastic și conductoare de cupru sau aluminiu; *d* — cabluri nearmate cu izolație din material plastic și conductoare de cupru sau aluminiu; *e* — cabluri nearmate cu izolație din material plastic și conductoare de aluminiu.

cu baza în jos, ca în figura 2.2,*a*, această creștere a efectului de proximitate poate fi de pînă la 70% în timp ce la o dispunere după un triunghi cu baza sus, ca în figura 2.2,*b* — poate fi de pînă la 100%.

În tabela 2.1 se dau cîteva valori ale raportului R_{ca}/R_{cc} la cabluri de diferite secțiuni, de construcție funie, cu mai multe vîne conductoare, la frecvența de 50 Hz, iar în figura 2.3 se reproduc, după Siemens, valorile rezistențelor suplimentare pentru cabluri cu mai multe vîne conductoare și diferite izolații la aceeași frecvență. Se constată că, în cazul cablurilor, diferența între rezistența în curent alternativ și cea în curent continuu este mult mai mare decît la liniile electrice aeriene, începînd chiar de la secțiuni mici.

Tabela 2.1

Valorile raportului $\frac{R_{ca}}{R_{cc}}$ la cabluri de construcții funie, de diferite secțiuni, cu mai multe vîne conductoare

s [mm²]	50	125	150	200	250	300	350	375
$\frac{R_{ca}}{R_{cc}}$	1,02	1,06	1,07	1,1	1,3	1,16	1,19	1,21

2.1.2. INDUCTIVITATEA LINIILOR ELECTRICE

Pentru conductoarele cilindrice masive, drepte și paralele, neferomagnetice, situate în medii omogene neferomagnetice, inductivitatea reprezintă o mărime de material, care depinde de natura materialului, de forma și de

dimensiunile geometrice ale circuitului (sau ale circuitelor ce se influențează reciproc) și de numărul lui de spire. Ea nu depinde însă și de mărimea curentului care străbate conductorul considerat. În cazul prezenței mai multor conductoare sau circuite, în același spațiu, se definește o *inductivitate proprie* și o *inductivitate mutuală.*

Inductivitatea proprie totală a unui conductor are două componente și anume una *externă* L_e, corespunzătoare fluxului magnetic din exteriorul conductorului și alta *internă* L_i, legată de fluxul magnetic care străbate materialul conductor.

Pentru un conductor cilindric cu diametrul d și lungimea l inductivitatea externă este definită de relația:

$$L_e = \frac{\mu_0 l}{2\pi}\left[\ln\frac{4l}{d} - 1\right] \quad [\mathrm{H}], \tag{2.6}$$

iar cea internă:

$$L_i = \frac{\mu_0 l}{8\pi}\mu_r = \frac{\mu_0 l}{8\pi} \quad [\mathrm{H}], \tag{2.7}$$

în care $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}\left[\frac{\mathrm{H}}{\mathrm{m}}\right]$ și $\mu_r = 1$ (conductoare neferomagnetice).

Inductivitatea proprie totală a conductorului cilindric neferomagnetic rezultă din relațiile (2.6) și (2.7) avînd valoarea:

$$L_{11} = \frac{\mu_0 l}{2\pi}\left[\ln\frac{4l}{d} - \frac{3}{4}\right] \quad [\mathrm{H}] \tag{2.8}$$

sau raportată la unitatea de lungime a conductorului (kilometru):

$$L_0 = 2\left[\ln\frac{4l}{d} - \frac{3}{4}\right] \cdot 10^{-4} \quad \left[\frac{\mathrm{H}}{\mathrm{km}}\right]. \tag{2.9}$$

Inductivitatea mutuală M dintre două conductoare cilindrice, paralele, de lungime l, situate într-un mediu neferomagnetic și cu distanța D între axe este dată de relația:

$$M_{12} = \frac{\mu_0 l}{2\pi}\left[\ln\frac{2l}{D_{12}} - 1\right] \quad [\mathrm{H}] \tag{2.10}$$

sau raportată la unitatea de lungime a conductoarelor (kilometru):

$$M_0 = 2\left[\ln\frac{2l}{D_{12}} - 1\right] \cdot 10^{-4} \quad \left[\frac{\mathrm{H}}{\mathrm{km}}\right]. \tag{2.11}$$

Folosind inductivitățile specifice, proprie și mutuală, exprimate prin relațiile (2.9) și (2.11), se pot calcula inductivitățile în cazul unui sistem electric polifazat.

2.1.2.1. *Inductivitatea liniilor electrice aeriene trifazate.* În cazul unei linii electrice aeriene cu două conductoare monofilare, inductivitatea unui

conductor se determină folosind relațiile (2.8) și (2.10) și legea inducției electromagnetice a cărei formă generală este:

$$e_k = -\frac{d\Phi_k}{dt} = -L_k\frac{di_k}{dt}, \tag{2.12}$$

în care: e_k reprezintă tensiunea electromotoare indusă în conductorul k, datorită variației în timp a fluxului magnetic;

Φ_k — fluxul magnetic care înlănțuie conductorul k a cărui valoare este: $\Phi_k = M_{1k}i_1 + M_{2k}i_2 + \ldots + L_{kk}i_k + \ldots + M_{nk}i_n$.

Pentru *linia monofazată cu două conductoare*, de exemplu, se determină pentru primul conductor că:

$$\Phi_1 = L_{11}\, i_1 + M_{21}\, i_2$$

și respectiv:

$$e_1 = -\left(L_{11}\frac{di_1}{dt} + M_{21}\frac{di_2}{dt}\right) = -L_1\frac{di_1}{dt},$$

din care reiese că:

$$L_2 = \frac{L_{11}\dfrac{di_1}{dt} + M_{21}\dfrac{di_2}{dt}}{\dfrac{di_1}{dt}} = L_{11} - M_{21}, \tag{2.13}$$

unde s-a ținut seama că cei doi curenți sînt egali și de semn contrar.

Introducînd în ultima relație valorile specifice ale inductivităților proprii și mutuale, exprimate prin relațiile (2.9) și (2.11), se determină:

$$L_{10} = \left(2\ln\frac{D}{r} + 0{,}5\right)\cdot 10^{-4} \quad \left[\frac{\mathrm{H}}{\mathrm{km}}\right].$$

O aceeași expresie se obține și pentru inductivitatea specifică a conductorului al doilea ($L_{10} = L_{20}$).

Pentru un *sistem format din* **n** *conductoare paralele*, inductivitatea conductorului k este exprimată prin relația (2.13) generalizată:

$$L_k = \frac{M_{1k}\dfrac{di_1}{dt} + M_{2k}\dfrac{di_2}{dt} + \ldots + L_{kk}\dfrac{di_k}{dt} + \ldots + M_{nk}\dfrac{di_n}{dt}}{\dfrac{di_k}{dt}}. \tag{2.15}$$

Dacă curenții care parcurg conductoarele sînt alternativi sinusoidali, expresia (2.15) se poate scrie sub forma:

$$\underline{L}_k = \frac{M_{1k}\underline{I}_1 + M_{2k}\underline{I}_2 + \ldots + L_{kk}\underline{I}_k + \ldots + M_{nk}\underline{I}_n}{\underline{I}_k}. \tag{2.16}$$

Aplicînd relația (2.16) pentru *o linie electrică trifazată* și ținînd seama că:

$$\underline{I}_1 = I_1;\ \underline{I}_2 = a^2 I_1;\ \underline{I}_3 = aI_1$$

se obține:

$$\underline{L}_1 = L_{11} - \frac{M_{12} + M_{13}}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2}(M_{12} - M_{13});;$$

$$\underline{L}_2 = L_{22} - \frac{M_{23} + M_{21}}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2}(M_{23} - M_{21}); \qquad (2.17)$$

$$\underline{L}_3 = L_{33} - \frac{M_{31} + M_{32}}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2}(M_{31} - M_{32}),$$

unde s-a considerat că:

$$a = e^{j120} = -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2};\ a^2 = e^{j240} = -\frac{1}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2}.$$

Expresiile (2.17) arată că inductivitatea conductoarelor reprezintă o mărime complexă, iar tensiunea electromotoare indusă prin variația în timp a fluxului magnetic legat de fiecare conductor nu este în cuadratură cu curentul, ci defazată cu un unghi care diferă într-o oarecare măsură de 90°. Din punct de vedere fizic, acest lucru conduce la o deformare a sistemului de tensiuni simetrice ale liniei.

Influența termenilor imaginari este însă foarte mică și nu determină nici o pierdere de putere activă. De aceea se consideră că inductivitatea conductoarelor unei linii electrice trifazate este reprezentată numai de partea reală a relațiilor (2.17) și se poate pune sub forma:

$$L_{10} = \left(2\ln\frac{\sqrt{D_{12}\cdot D_{13}}}{r_1} + 0{,}5\right)\cdot 10^{-4}\left[\frac{\mathrm{H}}{\mathrm{km}}\right];$$

$$L_{20} = \left(2\ln\frac{\sqrt{D_{23}\cdot D_{21}}}{r_2} + 0{,}5\right)\cdot 10^{-4}\left[\frac{\mathrm{H}}{\mathrm{km}}\right]; \qquad (2.18)$$

$$L_{30} = \left((2\ln\frac{\sqrt{D_{31}\cdot D_{32}}}{r_3} + 0{,}5\right)\cdot 10^{-4}\left[\frac{\mathrm{H}}{\mathrm{km}}\right],$$

în care s-a ținut seama de valorile inductivităților proprii și mutuale specifice.

În cazul unor conductoare cu aceleași caracteristici magnetice și geometrice și a dispunerii simetrice a acestora (coronament în formă de triunghi echilateral) inductivitățile specifice ale conductoarelor unei linii trifazate sînt egale între ele și identice cu cea indicată pentru o linie cu două conductoare, exprimată prin relația (2.14).

Dacă dispunerea conductoarelor pe capul stîlpilor nu este simetrică, atunci inductivitățile specifice ale acestora sînt diferite, ceea ce duce la nesimetria tensiunilor de la consumator. Pentru a evita acest lucru se utilizează transpunerea fazelor liniilor, care constă în modificarea poziției conductoarelor pe distanțe egale, așa cum se arată în figura 2.4. În aceste condiții, inductivita-

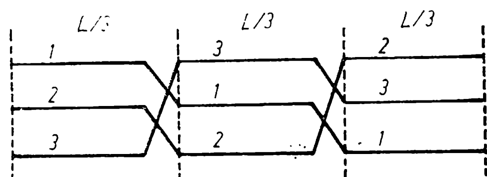


Fig. 2.4. Transpunerea fazelor unei linii electrice aeriene.

tea specifică a fiecărui conductor se poate exprima printr-o valoare medie, egală cu media aritmetică a celor trei inductivități, determinate de relațiile (2.18), adică:

$$L_0 = \frac{L_{10} + L_{20} + L_{30}}{3} = \left(2 \ln \frac{D_{med}}{r} + 0{,}5\right) 10^{-4} = \left(4{,}6 \log \frac{D_{med}}{r} + 0{,}5\right) 10^{-4} \quad \left[\frac{\text{H}}{\text{km}}\right], \tag{2.19}$$

unde mărimea $D_{med} = \sqrt[3]{D_{12} D_{13} D_{23}}$ reprezintă *distanța medie geometrică* dintre conductoare.

Observînd că cel de-al doilea termen din paranteză, care exprimă inductivitatea internă a conductorului, se poate transforma sub forma unui logaritm natural dintr-o funcție exponențială, expresia (2.19) devine:

$$L_0 = 2\left(\ln \frac{D_{med}}{r} + \frac{1}{4}\right) \cdot 10^{-4} = 2 \ln \frac{D_{med}}{r_e} \cdot 10^{-4} = 4{,}6 \log \frac{D_{med}}{r_e} 10^{-4} \left[\frac{\text{H}}{\text{km}}\right], \tag{2.20}$$

în care $r_e = r \cdot e^{-1/4} = 0{,}779\, r$ poartă denumirea de *rază echivalentă a conductorului.*

Pentru *liniile electrice aeriene trifazate cu dublu circuit*, inductivitatea specifică a conductoarelor se poate calcula în mod analog liniilor cu simplu circuit, pornind de la ecuațiile (2.16) și (2.17) și ținînd seama de expresiile inductivităților proprii și mutuale. Dacă se notează conductoarele primului circuit cu *1, 2, 3* și ale celui de-al doilea cu *4, 5, 6* atunci se poate scrie, pentru conductorul *1*, că:

$$L_{10} = \left(4{,}6 \log \frac{\sqrt{D_{12} \cdot D_{13}}}{r} + 0{,}5 + k \cdot 4{,}6 \log \frac{\sqrt{D_{15} \cdot D_{16}}}{D_{14}}\right) 10^{-4} \left[\frac{\text{H}}{\text{km}}\right], \tag{2.21}$$

unde $k \lesseqgtr 1$ reprezintă raportul dintre valoarea efectivă a curenților din cele două circuite paralele.

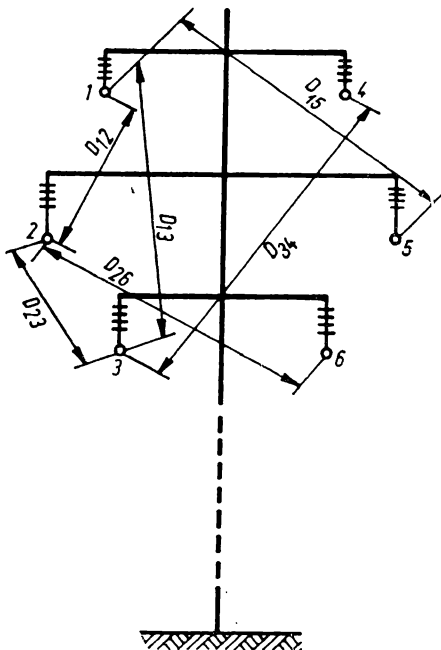
În general însă $k = 1$ astfel încît inductivitatea specifică exprimată de ultima relație se poate scrie sub forma:

$$L_{10} = \left(4{,}6 \log \frac{\sqrt{D_{12} \cdot D_{13} \cdot D_{15} \cdot D_{16}}}{r \cdot D_{14}} + 0{,}5\right) 10^{-4} \left[\frac{\text{H}}{\text{km}}\right]. \tag{2.22}$$

Pentru celelalte faze relațiile de calcul ale inductivităților specifice se obțin din (2.21) sau (2.22) prin permutarea indicilor.

Ținînd seama că pe linie se folosește transpunerea fazelor, se poate determina, și în acest caz, o inductivitate medie specifică de forma (2.19) sau (2.20), în care distanța medie este exprimată prin relația:

$$D_{med} = \sqrt[3]{\frac{D_{12} \cdot D_{13} \cdot D_{23} \cdot D_{15} \cdot D_{26} \cdot D_{34}}{D_{14} \cdot D_{25} \cdot D_{36}}}, \tag{2.23}$$



·Fig. 2.5. Dispunerea fazelor unei linii electrice aeriene cu dublu circuit.

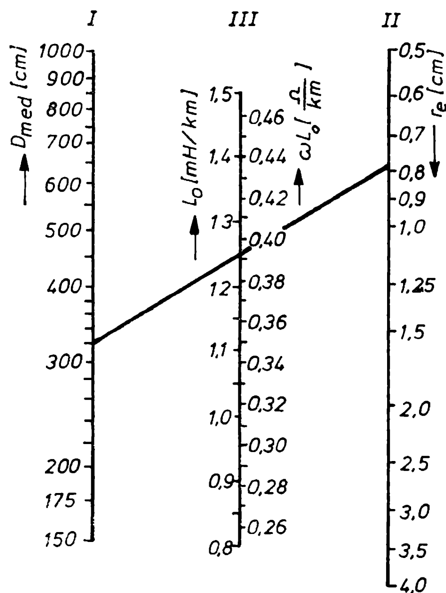


Fig. 2.6. Nomogramă pentru determinarea inductivității specifice pentru o linie electrică aeriană cu simplu sau cu dublu circuit.

iar dispunerea fazelor pe capul stîlpului este făcută ca în figura 2.5.

Conform relației (2.21) influența reciprocă dintre cele două circuite este dată de termenul al treilea, a cărui valoare este foarte mică în raport cu suma celorlalți doi termeni. În general, se poate aprecia că această creștere a inductivității specifice, ca urmare a prezenței celui de-al doilea circuit, este sub 5 %, astfel încît, în regim normal de funcționare a liniilor cu dublu circuit cu conductoare transpuse, inductivitatea specifică se calculează direct cu relațiile (2.19) sau (2.20).

Pentru calculul practic al inductivității liniilor cu simplu sau cu dublu circuit se pot utiliza și anumite nomograme. În figura 2.6 este reprodusă o astfel de nomogramă, care corespunde liniilor de 110 kV, pentru care se indică distanța medie dintre conductoare, în cm [I], raza echivalentă a conductoarelor, în cm [II] și inductivitatea specifică L_0, în [mH/km], respectiv reactanța specifică ωL_0, în [Ω/km] [III].

2.1.2.2. *Influența construcției conductorului asupra valorii inductivității.* Relațiile de calcul obținute la paragraful precedent au fost deduse, considerînd conductoarele masive, monofilare. În construcția liniilor electrice aeriene se folosesc de obicei conductoare funie, iar în cazul tensiunilor foarte înalte, conductoare *fasciculate* sau *jumelate* (mai multe conductoare pe fiecare fază) și uneori *conductoare tubulare.*

Inductivitatea conductoarelor funie este puțin mai mare (cu circa 2 %) decît cea a conductoarelor masive, ca urmare a influenței răsucirii firelor

și a creșterii, într-o oarecare măsură, a inductivității interne. Ea se exprimă prin aceeași relație generală (2.19) sau (2.20), în care inductivitatea internă, legată de permeabilitatea magnetică relativă este funcție de numărul straturilor și al firelor unui strat și corespunde valorilor indicate în tabela 2.2. Se observă că valoarea cea mai mare a inductivității interne, corespunde conductoarelor funie cu un singur strat.

Tabela 2.2

Variația inductivității interne a conductoarelor funie neferomagnetice

Numărul firelor N	1	7	19	37	61	91
Numărul straturilor n	—	1	2	3	4	5
$L_i = 0{,}5 \cdot 10^{-4}$	0,5	0,65	0,553	0,524	0,502	0,501

Creșterea inductivității interne a conductoarelor din oțel-aluminiu cu un singur strat este determinată și de influența magnetizantă a inimii de oțel. În general se poate aprecia că inductivitatea specifică medie a conductoarelor funie este de circa $1{,}3\left[\frac{\text{mH}}{\text{km}}\right]$, ceea ce corespunde unei reactanțe inductive specifice de $0{,}4\left[\frac{\Omega}{\text{km}}\right]$.

Inductivitatea conductoarelor fasciculate sau jumelate care se utilizează în construcția liniilor electrice aeriene de foarte înaltă tensiune ($U_n \geqslant 220$ kV), în scopul creșterii capacității de transport, se calculează cu o relație analoagă cu (2.19) sau (2.20), în care se ține seama de numărul conductoarelor și creșterea razei echivalente:

$$L_0 = \left(4{,}6 \log \frac{D_{med}}{r_e} + \frac{0{,}5}{n}\right) 10^{-4} \left[\frac{\text{H}}{\text{km}}\right], \qquad (2.24)$$

unde: $r_e = \sqrt[n]{r_0 \cdot a_m^{n-1} \cdot n}$ reprezintă raza echivalentă a fasciculului de conductoare ale unei faze;

$a_m = \dfrac{a}{2 \sin \dfrac{\pi}{n}}$ — raza cercului de așezare a conductoarelor în fascicul;

n — numărul de conductoare pe fază;

a — distanța dintre conductoarele unei faze dispuse simetric (în vîrfurile unui triunghi echilateral sau în vîrfurile unui pătrat);

r_0 — raza conductoarelor componente ale unei faze.

În tabela 2.3 se indică reactanțele medii specifice, în Ω/km, pentru linii electrice de foarte înaltă tensiune, echipate cu conductoare fasciculate, dispuse pe capul stîlpului în același plan orizontal (cîte două conductoare pe fiecare fază), în vîrfurile unui triunghi echilateral sau în vîrfurile unui pătrat. Valoarea acestora se abate foarte puțin de la valoarea medie de $0{,}3\left[\frac{\Omega}{\text{km}}\right]$, in-

diferent de numărul de conductoare pe fiecare fază adică, reactanța specifică a conductoarelor fasciculate este cu circa 25% mai mică decît cea a conductoarelor funie.

Tabela 2.3

Valorile reactanțelor specifice în Ω/km pentru LEA trifazate, cu conductoare fasciculate, la f = 50 Hz

Tensiunea nominală, în kV	220	380	220	380	220	380
Compunerea conductoarelor fasciculate ale fazelor, $n \times s$	Linie dublu circuit cu dispunerea fazelor în plan orizontal		Linie dublu circuit cu dispunerea fazelor în coronament brad drept		Linie dublu circuit cu dispunerea fazelor în două planuri orizontale: în planul superior — 2 faze, în planul inferior — 4 faze	
2 × 400 mm²	0,31	—	0,38	—	0,29	—
3 × 400 mm²	—	0,33	—	0,34	—	0,32
4 × 400 mm²	—	0,29	—	0,30	—	0,27

Inductivitatea conductoarelor tubulare folosite în construcția liniilor electrice aeriene de foarte înaltă tensiune pentru eliminarea efectului corona, depinde de raportul dintre cele două raze, interioară și exterioară. Valoarea ei se poate calcula cu relația (2.19) sau (2.20), în care se introduce o rază echivalentă a conductorului a cărei valoare este:

$$r'_{ech} = r_e \cdot \xi,$$

unde: ξ reprezintă un factor numeric care reiese din figura 2.7;
r_e — raza exterioară a conductorului tubular, în mm;
r_i — raza interioară a conductorului tubular, în mm.

Inductivitatea conductoarelor de oțel se poate calcula în același mod ca cea a conductoarelor neferomagnetice, ținînd seama de variația permeabilității magnetice a materialului în funcție de intensitatea curentului. De menționat însă că este foarte dificilă stabilirea legăturii dintre permeabilitatea magnetică a materialului și intensitatea curentului. De aceea, valoarea inductivității interne a acestor conductoare se determină experimental și se indică în tabele.

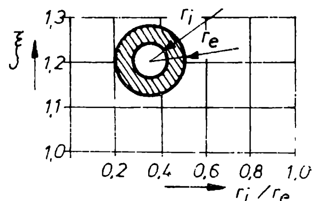


Fig. 2.7. Variația razei echivalente a conductorului tubular în funcție de raportul $\frac{r_i}{r_e}$

2.1.2.3. *Inductivitatea cablurilor electrice.* Inductivitatea cablurilor electrice folosite în construcția liniilor subterane se poate calcula cu aceeași relație (2.20) indicată pentru liniile aeriene. În general însă, cablurile nu au elementele geometrice (distanțele dintre conductoare) cunoscute și de aceea inductivitățile specifice ale acestora sînt date în tabele de către fabricile

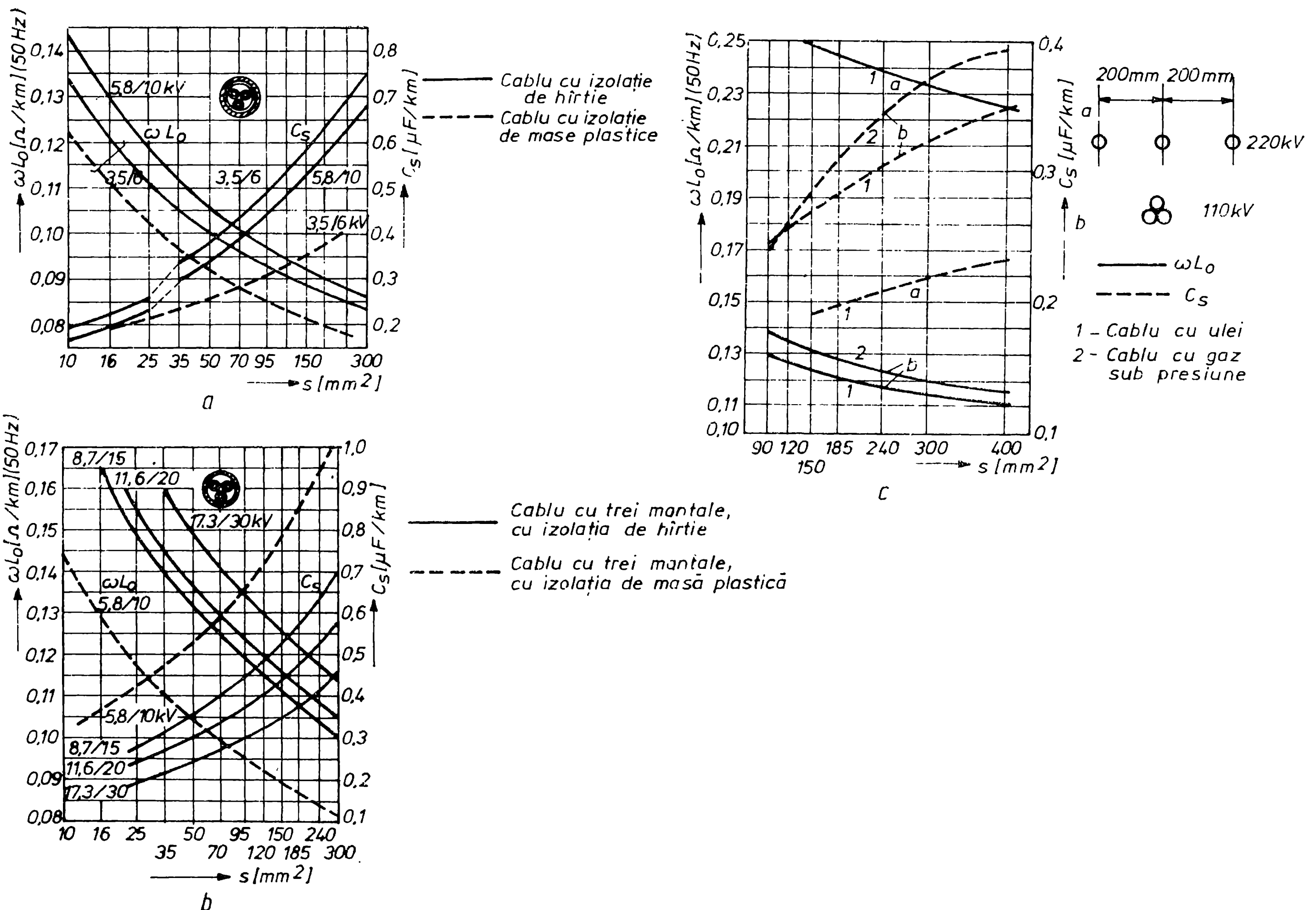


Fig. 2.8. Diagrame pentru calculul reactanței inductive și a capacității de serviciu, specifice, pentru cabluri de medie și de înaltă tensiune.

constructoare, pentru fiecare secțiune nominală a conductoarelor și tip constructiv de cablu.

În lipsa acestora, pentru cabluri de construcție normală se pot utiliza diagramele * date în figura 2.8 sau următoarele valori medii ale reactanțelor specifice:

$X_0 = 0{,}08 \div 0{,}1\ \Omega/\text{km}$ — pentru cabluri trifazate de $6 \div 15$ kV;

$X_0 = 0{,}1 \div 0{,}12\ \Omega/\text{km}$ — pentru cabluri trifazate de 35 kV.

Valorile mai mari se vor adopta pentru cabluri cu secțiuni de conductoare mai mici.

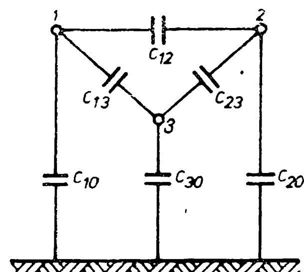


Fig. 2.9. Linie electrică trifazată cu capacități față de pămînt și între faze.

2.1.3. CAPACITATEA LINIILOR ELECTRICE

O linie electrică monofazată sau polifazată formează un sistem de condensatoare, care au ca armături conductoarele metalice și pămîntul. Astfel, de exemplu, o linie electrică trifazată are un sistem de trei condensatoare față de pămînt, cu capacitățile parțiale C_{10}, C_{20}, C_{30} și un sistem de trei condensatoare între perechile de conductoare C_{12}, C_{13}, C_{23}, așa cum se arată în figura 2.9.

În calculul regimurilor de funcționare a rețelelor electrice, pentru întocmirea schemelor echivalente, interesează capacitatea echivalentă corespunzătoare capacităților de mai sus, care poartă denumirea de *capacitate de serviciu* sau *capacitate de lucru.* Ea trebuie interpretată ca fiind raportul dintre întreaga cantitate de electricitate, care determină liniile de cîmp ce pleacă de la un conductor dat spre celelalte și spre pămînt, și potențialul acelui conductor.

Înainte de a trece la calculul propriu-zis al capacității de serviciu a unui sistem de conductoare paralele, se reamintesc următoarele noțiuni și relații din electrotehnică.

Capacitatea unui conductor paralel cu pămîntul se definește cu relația generală:

$$C = \frac{Q}{V}, \tag{2.25}$$

în care: Q reprezintă sarcina electrică cu care este încărcat conductorul;
V — potențialul conductorului în raport cu pămîntul creat de sarcina electrică și de imaginea acesteia.

Potențialul unui conductor în raport cu pămîntul este determinat de relația

$$V = \frac{Q}{2\pi\varepsilon l}\ln\frac{h+\sqrt{h^2-r^2}}{r} \approx \frac{Q}{2\pi\varepsilon l}\ln\frac{2h}{r} = \frac{Q}{2\pi\varepsilon l}\ln\frac{d}{r}, \tag{2.26}$$

în care: h este înălțimea conductorului deasupra pămîntului;
r — raza conductorului ($r \ll h$);
l — lungimea conductorului;

* În aceleași diagrame sînt date și capacitățile de serviciu ale cablurilor electrice.

$d = 2h$ — distanța dintre axa conductorului și a imaginii sale situată simetric față de pămînt;

ε — permitivitatea dielectricului, care în cazul aerului are valoarea

$$\varepsilon \approx \varepsilon_0 = \frac{1}{4\pi \cdot 9 \cdot 10^9} \left[\frac{\text{F}}{\text{m}}\right].$$

Potențialul unui conductor **m** *produs de sarcina conductorului vecin* **n** se exprimă prin relația:

$$V_{mn} = \frac{Q_n}{2\pi\varepsilon l} \ln \frac{d_{mn'}}{D_{mn}}, \tag{2.27}$$

în care: Q_n reprezintă sarcina conductorului vecin n;

$d_{mn'}$ — distanța dintre conductorul m și imaginea conductorului vecin n';

D_{mn} — distanța dintre axele conductoarelor m și n.

Ținînd seama de relațiile (2.25) și (2.26) se poate determina capacitatea unui conductor în prezența pămîntului:

$$C = \frac{Q}{V} = \frac{2\pi\varepsilon l}{\ln \frac{h + \sqrt{h^2 \cdot r^2}}{r}} \approx \frac{2\pi\varepsilon l}{\ln \frac{2h}{r}} = \frac{2\pi\varepsilon l}{\ln \frac{d}{r}}, \tag{2.28}$$

în care notațiile corespund figurii 2.10.

Dacă se consideră dielectricul aer, se substituie logaritmul natural prin logaritm zecimal și se raportează capacitatea la 1 km de conductor (linie), atunci relația (2.28) devine:

$$C_0 = \frac{0{,}0242}{\log \frac{d}{r}} \left[\frac{\mu\text{F}}{\text{km}}\right]. \tag{2.29}$$

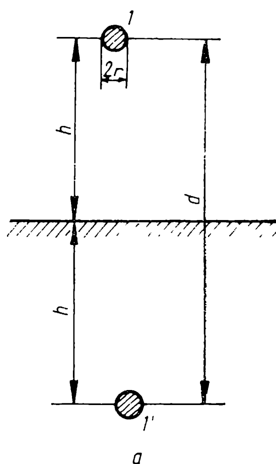


Fig. 2.10. Capacitatea față de pămînt a unui conductor:

a — conductorul și imaginea sa electrică; *b* — circuitul capacitiv echivalent.

2.1.3.1. *Capacitatea de serviciu a liniilor electrice aeriene simetrice.* Calculul capacității de serviciu a unei linii electrice simetrice, aeriană sau în cablu, în prezența pămîntului, este analog cu calculul capacităților unui sistem de conductoare cilindrice și paralele. Conductoarele se consideră omogene, izolate, încărcate cu sarcină electrică uniform repartizată și cu același potențial pe toată lungimea lor, între care se găsește un dielectric neîncărcat și liniar, cu permitivitatea independentă de intensitatea cîmpului electric.

În cazul liniilor electrice aeriene, conductoarele se presupun

situate la distanțe egale de suprafața pămîntului, neținînd seama de săgeata acestora. Cînd se ține seama de săgeata f, atunci se consideră, de obicei, distanțe echivalente între suprafața pămîntului și conductoare, determinate cu relația $(h - 0{,}7\ f)$. Efectele suplimentare create de structura stîlpilor, de prezența arborilor sau de depunerile de pe conductoare, care conduc la apropierea acestora față de pămînt și, deci, la o creștere a capacităților, se neglijează.

Pentru calculul capacităților de serviciu a liniilor electrice se utilizează relațiile lui Maxwell relative la capacități.

În prima lor formă, aceste relații exprimă prin suprapunere, potențialul fiecărui conductor dintr-un sistem de n conductoare paralele, în raport cu pămîntul, produs de sarcina sa proprie și de sarcinile tuturor conductoarelor vecine, adică:

$$\underline{V}_1 = \alpha_{11}\underline{Q}_1 + \alpha_{12}\underline{Q}_2 + \alpha_{13}\underline{Q}_3 + \dots + \alpha_{1n}\underline{Q}_n;$$
$$\underline{V}_2 = \alpha_{21}\underline{Q}_1 + \alpha_{22}\underline{Q}_2 + \alpha_{23}\underline{Q}_3 + \dots + \alpha_{2n}\underline{Q}_n;$$
$$\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots \qquad (2.30)$$
$$\underline{V}_n = \alpha_{n1}\underline{Q}_1 + \alpha_{n2}\underline{Q}_2 + \alpha_{n3}\underline{Q}_3 + \dots + \alpha_{nn}\underline{Q}_n,$$

în care: α_{mm} reprezintă coeficienții de potențial propriu ai conductoarelor, datorită sarcinilor lor electrice;

α_{mn} — coeficienții de potențial reciproc (mutual) ai fiecărui conductor, datorită sarcinilor conductoarelor vecine.

Relațiile (2.30) se pot prezenta sub formă prescurtată:

$$[\underline{V}] = [\alpha] \cdot [\underline{Q}], \qquad (2.31)$$

în care: $[\underline{V}]$ reprezintă matricea coloană a potențialelor celor n conductoare;

$[\alpha]$ — matricea coeficienților de potențial;

$[\underline{Q}]$ — matricea coloană a sarcinilor electrice a celor n conductoare.

Coeficientul de potențial propriu α_{mm} se poate defini ca fiind potențialul de pe suprafața conductorului m, cînd sarcina acestuia este egală cu o unitate pozitivă, cea a imaginii sale cu o unitate negativă, iar sarcina celorlalte conductoare este nulă.

Coeficientul de potențial reciproc α_{mn} reprezintă influența celorlalte $(n-1)$ conductoare asupra conductorului m; el se definește ca fiind potențialul de pe suprafața conductorului m, cînd sarcina lui este nulă, creat de sarcina conductorului n egală cu o unitate pozitivă și cea a imaginii sale egală cu o unitate negativă.

Ţinînd seama de relaţiile (2.26) şi (2.27) aceşti coeficienţi pot fi exprimaţi în funcţie de dimensiunile geometrice ale sistemului de conductoare, sub forma generală:

$$\alpha_{mm} = \frac{1}{2\pi\varepsilon l} \ln \cdot \frac{2h_{mm'}}{r} = \frac{1}{2\pi\varepsilon l} \ln \frac{d_{mm'}}{r};$$
$$\alpha_{mn} = \frac{1}{2\pi\varepsilon l} \ln \frac{\sqrt{4h^2_{mm'} + D^2_{mn}}}{D_{mn}} \approx \frac{1}{2\pi\varepsilon l} \ln \frac{d_{mn'}}{D_{mn}}, \quad (2.32)$$

în care distanţele de sub semnul logaritm au semnificaţiile indicate mai înainte.

În a doua formă, relaţiile lui Maxwell exprimă, prin suprapunere sarcina electrică a fiecărui conductor, dintr-un sistem de n conductoare, în funcţie de potenţialul propriu, potenţialele celorlalte conductoare şi coeficienţii de influenţă electrică. Ele se pot obţine prin rezolvarea sistemului (2.30) sau (2.31) în raport cu sarcinile electrice, sub forma:

$$\begin{aligned} \underline{Q}_1 &= \gamma_{11}\underline{V}_1 + \gamma_{12}\underline{V}_2 + \gamma_{13}\underline{V}_3 + \dots + \gamma_{1n}\underline{V}_n; \\ \underline{Q}_2 &= \gamma_{21}\underline{V}_1 + \gamma_{22}\underline{V}_2 + \gamma_{23}\underline{V}_3 + \dots + \gamma_{2n}\underline{V}_n; \\ &\cdot \\ &\cdot \\ &\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots \\ &\cdot \\ &\cdot \\ \underline{Q}_n &= \gamma_{n1}\underline{V}_1 + \gamma_{n2}\underline{V}_2 + \gamma_{n3}\underline{V}_3 + \dots + \gamma_{nn}\underline{V}_n \end{aligned} \quad (2.33,a)$$

sau:

$$[\underline{Q}] = [\gamma] \cdot [\underline{V}] = [\alpha]^{-1} \cdot [\underline{V}], \quad (2.33,b)$$

în care $[\gamma] = [\alpha]^{-1}$ reprezintă matricea coeficienţilor de influenţă electrică.

Semnificaţia fizică a acestor coeficienţi se poate pune în evidenţă, conectînd la pămînt toate conductoarele în afara celui analizat. Dacă, de exemplu, conductorul k are sarcina Q_k şi toate celelalte conductoare sînt conectate la pămînt, atunci fiecare din acestea din urmă posedă o parte din sarcina indusă, proporţională cu potenţialul V_k. În consecinţă, coeficienţii care afectează acest potenţial, conform relaţiilor (2.33), reprezintă capacităţi parţiale directe ale conductorului k, faţă de pămînt şi ale aceluiaşi conductor faţă de celelalte conductoare conectate la pămînt.

Cele două sisteme de ecuaţii ale lui Maxwell se vor aplica la cîteva cazuri, care din punct de vedere practic interesează în mod deosebit.

a. Capacitatea de serviciu a unei linii monofazate cu două conductoare

Pentru linia electrică monofazată cu două conductoare din figura 2.11, în prezenţa pămîntului, prima formă a relaţiilor lui Maxwell este:

$$\begin{bmatrix} \underline{V}_1 \\ \underline{V}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha_{11} & \alpha_{12} \\ \alpha_{21} & \alpha_{22} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{Q}_1 \\ \underline{Q}_2 \end{bmatrix} \quad 2.34)$$

şi se utilizează în directă legătură cu metoda imaginilor electrice, care presupune că suprafaţa pămîntului reprezintă un plan echipotenţial de potenţial nul ($V_p = 0$). În aceste condiţii, cîmpul electric de deasupra şi de la suprafaţa pămîntului creat de sarcina unui conductor, este acelaşi cu cel care ar fi fost produs de sarcina conductorului şi de o sarcină egală şi de semn opus a imaginii acestuia, imagine situată simetric sub suprafaţa pămîntului.

Dacă se consideră sistemul simetric, în sensul că $\underline{V}_1 + \underline{V}_2 = 0$ şi se alege nulul sistemului drept nod de referinţă cu potenţial egal cu cel al pămîntului ($V_0 = V_p = 0$), atunci coeficienţii de potenţial $\alpha_{11} = \alpha_{22}$ şi $\alpha_{12} = \alpha_{21}$; valoarea lor, definită cu relaţiile generale (2.32) se scrie sub forma:

$$\alpha_{11} = \alpha_{22} = \frac{1}{2\pi\varepsilon l} \ln \frac{2h}{r} = \frac{1}{2\pi\varepsilon l} \ln \frac{d_{11'}}{r} = \frac{1}{2\pi\varepsilon l} \ln \frac{d_{22'}}{r};$$
$$\alpha_{12} = \alpha_{21} = \frac{1}{2\pi\varepsilon l} \ln \frac{\sqrt{D_{12}^2 + 4h^2}}{D_{12}} = \frac{1}{2\pi\varepsilon l} \ln \frac{d_{12'}}{D_{12}}, \qquad (2.35)$$

în care distanţele folosite sînt notate în figura 2.11.

Din sistemul (2.34) se pot determina valorile potenţialelor conductoarelor:

$$\underline{V}_1 = (\alpha_{11} - \alpha_{12})\, \underline{Q}_1 = (\alpha_{11} - \alpha_{12})\, \underline{Q};$$
$$\underline{V}_2 = (\alpha_{22} - \alpha_{21})\, \underline{Q}_2 = (\alpha_{21} - \alpha_{22})\, \underline{Q}, \qquad (2.36)$$

în care s-a considerat $\underline{Q}_1 + \underline{Q}_2 = 0$ sau $\underline{Q}_1 = -\underline{Q}_2 = \underline{Q}$.

Capacitatea de serviciu a fiecărui conductor al liniei electrice se determină, ţinînd seama de relaţiile (2.28) şi (2.36):

$$C_{1s} = C_{2s} = C_s = \frac{Q}{V_{10}} = -\frac{Q}{V_{20}} = \frac{1}{\alpha_{11} - \alpha_{12}} = \frac{2\pi\varepsilon l}{\ln\left(\frac{2h}{r} \cdot \frac{D_{12}}{\sqrt{4h^2 + D_{12}^2}}\right)}, \qquad (2.37)$$

unde potenţialele $V_{10} = V_1 - V_0 = V_1$, $V_{20} = V_2 - V_0 = V_2$ s-au considerat în raport cu potenţialul de referinţă ($V_0 = V_p = 0$).

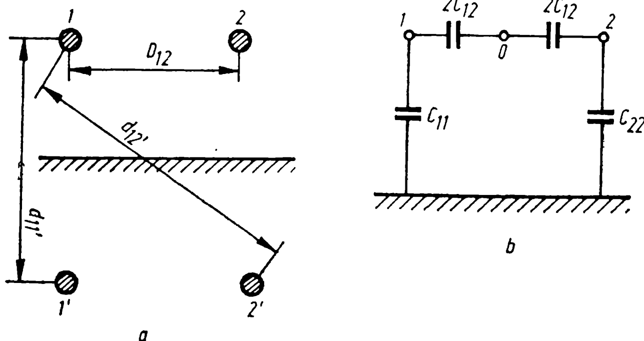


Fig. 2.11. Linie monofazată cu două conductoare: *a* — conductoarele şi imaginile lor; *b* — circuitul capacitiv echivalent.

Dacă se raportează capacitatea de serviciu la 1 km de linie și se transformă logaritmul natural în logaritm zecimal, atunci se obține valoarea capacității specifice (lineice) de serviciu:

$$C_{0s} = \frac{0{,}0242}{\log\left(\frac{2h}{r}\cdot\frac{D_{12}}{\sqrt{4h^2+D_{12}^2}}\right)} = \frac{0{,}0242}{\log\left(\frac{d_{11'}}{r}\cdot\frac{D_{12}}{d_{12'}}\right)}\left[\frac{\mu F}{\text{km}}\right], \tag{2.38}$$

Comparînd ultima relație cu (2.28) se constată că sub semnul logaritm, a apărut un factor de corecție determinat de raportul între distanța dintre axele conductoarelor *1* și *2* și distanța dintre fiecare conductor și imaginea celuilalt.

Dacă se consideră $h \gg D$, atunci capacitatea specifică de lucru obținută cu relația (2.38) are aceeași formă ca cea dată de relația (2.28), cu observația că sub semnul logaritm intervine distanța D_{12} dintre axele conductoarelor, în locul celei dintre conductor și imaginea lui.

Capacitatea *sistemului format de cele două conductoare paralele* este dată de relația:

$$C = \frac{Q}{V_1 - V_2} = \frac{1}{2(\alpha_{11}-\alpha_{12})} = \frac{\pi\varepsilon l}{\ln\left(\frac{2h}{r}\cdot\frac{D_{12}}{d_{12'}}\right)} \tag{2.39}$$

sau, raportată la unitatea de lungime:

$$C_0 = \frac{0{,}0242}{2\log\left(\frac{2h}{r}\cdot\frac{D_{12}}{d_{12'}}\right)} = \frac{0{,}0121}{\log\left(\frac{d_{11'}}{r}\cdot\frac{D_{12}}{\sqrt{D_{12}^2+4h^2}}\right)} \tag{2.40}$$

În cazul cînd se folosește cea de-a doua formă a ecuațiilor lui Maxwell, pentru linia cu două conductoare în prezența pămîntului, se poate scrie că:

$$\begin{aligned}\underline{Q}_1 &= \gamma_{11}\underline{V}_1 + \gamma_{12}\underline{V}_2 = \gamma_{11}\underline{V}_1 - \gamma_{12}(\underline{V}_1 - \underline{V}_2) + \gamma_{12}\underline{V}_1 = \\ &= (\gamma_{11}+\gamma_{12})\underline{V}_1 - \gamma_{12}(\underline{V}_1 - \underline{V}_2)\end{aligned} \tag{2.41}$$

și o relație analoagă pentru sarcina conductorului *2*, în care

$$\gamma_{11} = \frac{\alpha_{11}}{\begin{bmatrix}\alpha_{11} & \alpha_{12}\\ \alpha_{21} & \alpha_{22}\end{bmatrix}} \text{ și } \gamma_{12} = -\frac{\alpha_{12}}{\begin{bmatrix}\alpha_{11} & \alpha_{12}\\ \alpha_{21} & \alpha_{22}\end{bmatrix}}. \tag{2.42}$$

Ținînd seama că:

$$\underline{V}_1 - \underline{V}_2 = \underline{V}_{12};\ \underline{V}_1 = \underline{V}_1 - \underline{V}_0 = \underline{V}_{10}$$

și utilizînd notațiile:

$$C_{11} = \gamma_{11} + \gamma_{12} \text{ și } C_{12} = -\gamma_{12},$$

relația (2.41) se poate pune sub forma:

$$\underline{Q}_1 = C_{11}\underline{V}_{10} + C_{12}\underline{V}_{12}, \tag{2.43}$$

în care: C_{11} reprezintă capacitatea parțială a conductorului 1 față de pămînt;

C_{12} — capacitatea dintre cele două conductoare.

Trebuie menționat că valoarea capacității parțiale diferă de cea a unui singur conductor față de pămînt, în lipsa conductorului al doilea. De asemenea, capacitatea C_{12} diferă de cea dintre conductoarele 1 și 2, în ipoteza că acestea nu s-ar afla în prezența pămîntului.

De exemplu, dacă se consideră o structură simetrică, ($\alpha_{11} = \alpha_{22}$ și $\alpha_{12} = \alpha_{21}$), rezultă următoarele expresii:

$$C_{11} = C_{22} = \gamma_{11} + \gamma_{12} = \frac{\alpha_{11} - \alpha_{12}}{\alpha_{11}^2 - \alpha_{12}^2} = \frac{1}{\alpha_{11} + \alpha_{12}};$$
$$C_{12} = C_{21} = \frac{\alpha_{12}}{\alpha_{11}^2 - \alpha_{12}^2}. \qquad (2.44)$$

Capacitățile de serviciu se determină în funcție de capacitățile C_{11} și C_{12} folosind circuitul capacitiv echivalent din figura 2.11, *b*. În cazul condițiilor de funcționare în regim simetric, în care $V_1 + V_2 = 0$ și $Q_1 + Q_2 = 0$, potențialul nodului N este egal cu cel al pămîntului și egal cu zero. În aceste condiții, capacitățile parțiale C_{11} și 2 C_{12} din figura 2.11, *b* se pot pune în paralel, obținînd capacitatea de serviciu sub forma:

$$C_s = C_{11} + 2C_{12} = \frac{1}{\alpha_{11} + \alpha_{12}} + \frac{2\alpha_{12}}{\alpha_{11}^2 - \alpha_{12}^2} = \frac{1}{\alpha_{11} - \alpha_{12}}, \qquad (2.45)$$

care este aceeași cu cea exprimată prin relația (2.37).

b. Linia aeriană trifazată simplă simetrică

În acest caz, prima formă a ecuațiilor lui Maxwell este:

$$\begin{bmatrix} \underline{V}_1 \\ \underline{V}_2 \\ \underline{V}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha_{11} & \alpha_{12} & \alpha_{13} \\ \alpha_{21} & \alpha_{22} & \alpha_{23} \\ \alpha_{31} & \alpha_{32} & \alpha_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{Q}_1 \\ \underline{Q}_2 \\ \underline{Q}_3 \end{bmatrix}. \qquad (2.46)$$

Dacă sistemul trifilar este simetric atunci se poate scrie că:

$$\alpha_{11} = \alpha_{22} = \alpha_{33} = \alpha; \ \alpha_{12} = \alpha_{13} = \alpha_{23} = \alpha' \text{ și } \underline{Q}_1 + \underline{Q}_2 + \underline{Q}_3 = 0,$$

iar ecuațiile (2.46) devin

$$\begin{bmatrix} \underline{V}_1 \\ \underline{V}_2 \\ \underline{V}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha & \alpha' & \alpha' \\ \alpha' & \alpha & \alpha' \\ \alpha' & \alpha' & \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{Q}_1 \\ \underline{Q}_2 \\ \underline{Q}_3 \end{bmatrix}. \qquad (2.47)$$

În aceste condiții ecuația de potențial a conductorului 1, de exemplu, este de forma:

$$\underline{V}_1 = \alpha\underline{Q}_1 + \alpha' (\underline{Q}_2 + \underline{Q}_3) = (\alpha - \alpha')\underline{Q}_1, \qquad (2.48)$$

iar ale celorlalte două conductoare se obțin prin permutarea indicilor.

Dacă se alege un conductor de nul fictiv al cărui potențial se ia drept potențial de referință, egal cu cel al pămîntului ($V_0 = 0$), atunci capacitatea de serviciu a conductorului *1*, exprimată de relația generală (2.25), are valoarea:

$$C_{1s} = \frac{Q_1}{V_1 - V_0} = \frac{Q_1}{V_{10}} = \frac{1}{\alpha - \alpha'}, \tag{2.49}$$

în care α și α' sînt determinați de relații de forma (2.32).

De menționat însă, că în cazul liniilor electrice aeriene, simetria se obține prin transpunerea fazelor. Ținînd seama că conductoarele fazelor ocupă fiecare succesiv pozițiile *1*, *2* și *3* indicate în figura 2.4, rezultă că matricea coeficienților de potențial din sistemul (2.47) se poate scrie sub forma:

$$[\alpha] = \frac{1}{3}\begin{bmatrix} \alpha_{11}+\alpha_{22}+\alpha_{33} & \alpha_{12}+\alpha_{23}+\alpha_{31} & \alpha_{13}+\alpha_{21}+\alpha_{32} \\ \alpha_{21}+\alpha_{32}+\alpha_{13} & \alpha_{22}+\alpha_{11}+\alpha_{33} & \alpha_{23}+\alpha_{32}+\alpha_{13} \\ \alpha_{31}+\alpha_{12}+\alpha_{23} & \alpha_{32}+\alpha_{13}+\alpha_{21} & \alpha_{33}+\alpha_{11}+\alpha_{22} \end{bmatrix}, \tag{2.50}$$

în care fiecare termen al matricii reprezintă o medie aritmetică.

În aceste condiții, coeficienții de potențial, conform relațiilor generale (2.32) au valoarea:

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{\alpha_{11}+\alpha_{22}+\alpha_{23}}{3} = \frac{1}{6\pi\varepsilon l}\ln\left[\frac{2h_1}{r}\cdot\frac{2h_2}{r}\cdot\frac{2h_3}{r}\right] = \frac{1}{2\pi\varepsilon l}\ln\frac{2h_{med}}{r}; \\ \alpha' &= \frac{\alpha_{12}+\alpha_{23}+\alpha_{31}}{3} = \frac{1}{6\pi\varepsilon l}\ln\left[\frac{d_{12'}}{D_{12}}\cdot\frac{d_{23'}}{D_{23}}\cdot\frac{d_{31'}}{D_{31}}\right] = \frac{1}{2\pi\varepsilon l}\ln\frac{d_{med}}{D_{med}}, \end{aligned} \tag{2.51}$$

în care: $h_{med} = \sqrt[3]{h_1 \cdot h_2 \cdot h_3}$ reprezintă înălțimea medie a conductoarelor față de pămînt;

$d_{med} = \sqrt[3]{d_{12'} \cdot d_{23'} \cdot d_{31'}}$ — distanța dintre conductoarele *m* și imaginile față de pămînt ale conductoarelor *n'*;

$D_{med} = \sqrt[3]{D_{12} \cdot D_{23} \cdot D_{31}}$ — distanța medie dintre conductoare.

Capacitatea de serviciu a conductoarelor liniei electrice trifazate simetrice se determină cu ajutorul relațiilor (2.51) și (2.49) avînd valoarea:

$$C_s = \frac{1}{\alpha - \alpha'} = \frac{2\pi\varepsilon l}{\ln\left(\frac{2h_{med}}{r}\cdot\frac{D_{med}}{d_{med}}\right)} \tag{2.52}$$

sau raportată la 1 km de linie:

$$C_{0s} = \frac{0{,}0242}{\left(\log\frac{2h_{med}}{r}\cdot\frac{D_{med}}{d_{med}}\right)}\left[\frac{\mu F}{km}\right]. \tag{2.53}$$

Dacă se consideră $d_{med} = \sqrt{4h_{med}^2 + D_{med}^2}$ și se face aceeași aproximație de la linia cu două conductoare, $h_{med} \gg D_{med}$, atunci relația (2.53) devine:

$$C_{0s} = \frac{0{,}0242}{\log \frac{D_{med}}{r}} \left[\frac{\mu F}{km}\right], \tag{2.54}$$

care este utilizată practic pentru calculul capacității specifice a liniilor electrice aeriene trifazate.

Aceeași valoare de capacitate se poate determina cu ajutorul relațiilor lui Maxwell scrise sub forma (2.33). În acest caz, pentru conductorul *1*, de exemplu, se poate scrie că:

$$\underline{Q}_1 = \gamma_{11}\underline{V}_1 + \gamma_{12}\underline{V}_2 + \gamma_{13}\underline{V}_3 \tag{2.55}$$

și alte două relații asemănătoare pentru celelalte două faze, în care coeficienții de influență, ținînd seama de (2.47), au valorile:

$$\gamma_{11} = \gamma_{22} = \gamma_{33} = \frac{\alpha + \alpha'}{(\alpha - \alpha')(\alpha + 2\alpha')} \text{ și } \gamma_{12} = \gamma_{13} = \gamma_{23} = -\frac{\alpha'}{(\alpha - \alpha')(\alpha + 2\alpha')}. \tag{2.56}$$

Expresia (2.55) se poate transforma sub forma:

$$\underline{Q}_1 = (\gamma_{11} + \gamma_{12} + \gamma_{13})\underline{V}_1 - \gamma_{12}(\underline{V}_1 - \underline{V}_2) - \gamma_{13}(\underline{V}_1 - \underline{V}_3) = C_{11}\underline{V}_{10} + C_{12}\underline{V}_{12} + C_{13}\underline{V}_{13}, \tag{2.57}$$

unde: $C_{11} = \gamma_{11} + \gamma_{12} + \gamma_{13}$ reprezintă capacitatea parțială a conductorului *1* în raport cu pămîntul;

$C_{12} = -\gamma_{12}$ și $C_{13} = -\gamma_{13}$ — capacitățile parțiale ale conductorului *1* în raport cu conductoarele *2* și *3*;

$\underline{V}_{10} = \underline{V}_1 - \underline{V}_0$ — potențialul fazei *1* în raport cu potențialul de referință al pămîntului ($V_0 = 0$);

$\underline{V}_{12}$ și $\underline{V}_{13}$ — potențialul fazei *1*, în raport cu fazele *2* și *3*.

În figura 2.12, *a* sînt notate cele trei conductoare ale liniei cu distanțele între ele și între imaginile lor, care verifică condițiile corespunzătoare capacității totale a fiecărui conductor față de pămînt și capacitățile directe dintre conductoare.

Capacitatea de serviciu a fiecărui conductor rezultă prin transfigurarea triunghiului capacităților C_{12}, C_{13}, C_{23} într-o stea C_{10}, C_{20}, C_{30}, în care, pentru un sistem simetric, centrul stelei are potențialul egal cu cel al pămîntului. În aceste condiții rezultă:

$$C_s = C_{11} + C_{10} = C_{22} + C_{20} = C_{33} + C_{30} = \frac{1}{\alpha - \alpha'}, \tag{2.58}$$

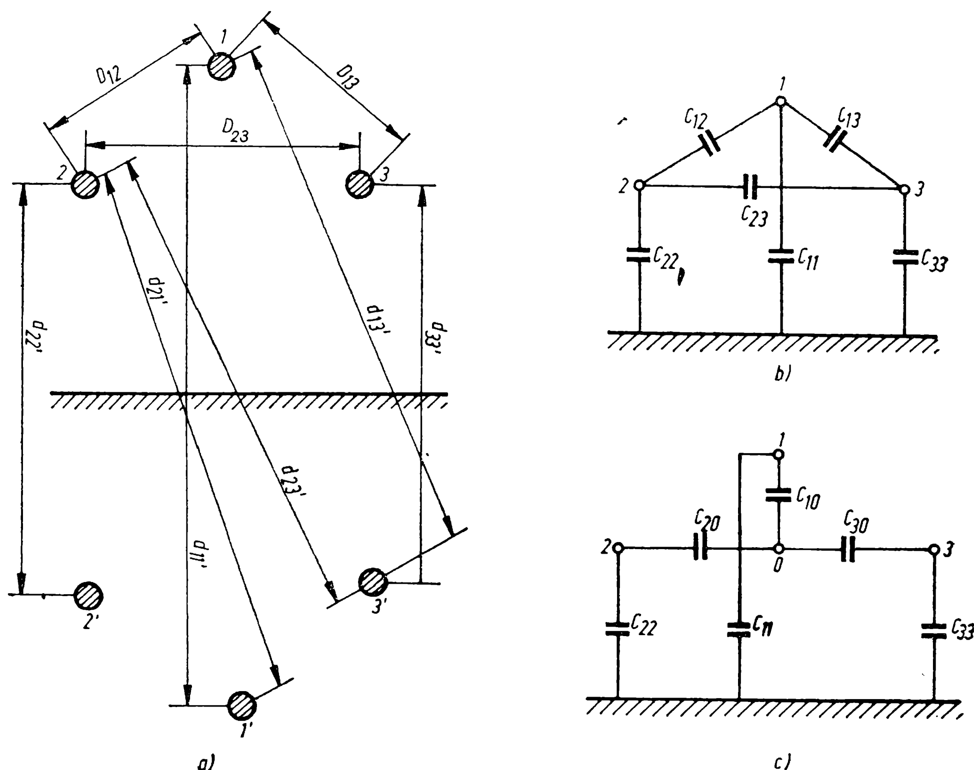


Fig. 2.12. Linie electrică trifazată aeriană:
a — distanțele între conductoare și conductoare și imagini; *b* — circuitul capacitiv echivalent inițial; *c* — circuitul capacitiv echivalent al capacităților de serviciu.

în care s-a considerat că:

$$C_{11} = \gamma_{11} + \gamma_{12} + \gamma_{13} = C_{22} = C_{33} = \frac{1}{\alpha + 2\alpha'};$$

$$C_{10} = C_{12} + C_{13} + \frac{C_{12} \cdot C_{13}}{C_{23}} = C_{20} = C_{30} = 3\ C_{12} = 3C_{13} = 3C_{23} =$$

$$= \frac{3\alpha'}{(\alpha - \alpha')(\alpha + 2\alpha')}.$$

Se constată că relația care exprimă valoarea capacității specifice este identică cu (2.49) dedusă cu ajutorul primei forme a relațiilor lui Maxwell în funcție de coeficienții de potențial.

c. Linie electrică aeriană cu dublu circuit

Pentru linia electrică aeriană cu dublu circuit, cu dispoziția simetrică a fazelor, capacitatea de serviciu are o valoare puțin diferită de cea a liniei simple, ca urmare a influenței reciproce dintre circuite. Această influență

se poate determina cu ajutorul ecuațiilor lui Maxwell și corespunde unor factori de corecție, determinați prin rapoartele dintre anumite distanțe care intervin la numitorul expresiei (2.52) sub semnul logaritm. În general, pentru liniile electrice cu dublu circuit, influența reciprocă a celor două circuite este practic neglijabilă ($2 \div 3\%$) și ca urmare, calculul capacității de serviciu a acestora se poate face cu relația (2.52) corespunzătoare liniei cu simplu circuit.

Influența conductoarelor de protecție se manifestă în sensul creșterii într-o oarecare măsură a capacităților față de pămînt a conductoarelor active și a reducerii capacităților dintre faze. În general, această influență este foarte mică, datorită cărui fapt ea se neglijează.

Pentru conductoarele fasciculate, capacitatea de serviciu se determină cu aceeași relație (2.52) în care raza echivalentă este exprimată prin relația indicată în cazul inductivităților.

În calculul liniilor electrice aeriene se indică orientativ următoarele valori medii ale capacităților de serviciu:

— $(8 \div 10) \cdot 10^{-3} \left[\frac{\mu F}{km}\right]$ pentru liniile cu tensiuni nominale de $(35 \div 220)$ kV;

— $(5 \div 7) \cdot 10^{-3} \left[\frac{\mu F}{km}\right]$ pentru liniile cu tensiuni nominale de $220 \div 400$ kV, construite cu conductoare fasciculate.

2.1.3.2. *Capacitatea de serviciu a liniilor electrice în cablu.* Calculul capacităților de serviciu ale cablurilor se poate face cu aceeași metodă folosită la liniile electrice aeriene.

Pentru cabluri monofazate sau trifazate cu cîmp radial, de exemplu, capacitatea de serviciu se calculează în același mod ca pentru un condensator format din doi cilindri de lungime l, cu ajutorul relației:

$$C_s = \frac{2\pi\varepsilon l}{\ln \frac{R}{r}}, \tag{2.59}$$

în care: ε reprezintă constanta dielectrică a izolației cablului;
r — raza conductorului;
R — raza cablului.

Dacă se consideră $\varepsilon = \varepsilon_0 \varepsilon_r = \frac{1}{4\pi \cdot 9 \cdot 10^9} \varepsilon_r \left[\frac{F}{m}\right]$, o lungime $l = 1\,000$ m și se transformă logaritmul natural în logaritm zecimal, relația (2.59) devine:

$$C_{0s} = \frac{0{,}0242\ \varepsilon_r}{\log \frac{R}{r}} \left[\frac{\mu F}{km}\right]. \tag{2.60}$$

În cazul cablurilor trifazate fără cîmp radial, capacitatea de serviciu se determină folosind ecuațiile lui Maxwell și metoda imaginilor electrice. În acest scop, se înlocuiește suprafața conductoare de potențial constant a învelișului de plumb sau de aluminiu care înconjură cele trei faze, cu un sistem de sarcini Q'_1, Q'_2, Q'_3, care reprezintă imaginile sarcinilor Q_1, Q_2 și Q_3 în raport cu suprafața conductoare, astfel încît în cîmpul electric

rezultant al sarcinilor Q_n și Q'_n această suprafață să rămînă echipotențială. Calculele sînt mai laborioase și implică anumite aproximații, deoarece nu se cunosc datele exacte cu privire la dimensiunile și la materialele folosite în construcția cablurilor. Din această cauză precizia calculelor este mai mică și la proiectarea liniilor electrice în cablu se aleg capacitățile de serviciu din cataloagele date de fabricile constructoare.

În lipsa acestor date se pot prelimina următoarele valori medii ale capacităților de serviciu ale cablurilor:

— pentru cabluri de 10 kV și secțiunea de 70÷95 mm²:

$$C_{0s} = 0,33 \left[\frac{\mu F}{km}\right];$$

— pentru cabluri de 20÷30 kV și secțiunea de 150 mm²:

$$C_{0s} = 0,28 \left[\frac{\mu F}{km}\right].$$

2.1.3.3. *Efectul de compensare al liniilor electrice de înaltă tensiune.* Rezistența și reactanța inductivă a liniilor electrice produc pierderi de tensiune și de putere, care au ca rezultat micșorarea tensiunilor în diferite puncte dintr-o rețea și a randamentului instalațiilor electrice.

Capacitatea provoacă circulația de curenți capacitivi și, din această cauză, liniile electrice pot fi considerate ca generatoare de putere reactivă. În regim normal de funcționare a liniilor, circulația acestei puteri are ca efect îmbunătățirea nivelului de tensiune și compensarea factorului de putere al transportului, mai ales în cazul instalațiilor de înaltă și foarte înaltă tensiune (începînd cu tensiunea de 110 kV) pentru liniile electrice aeriene și cu tensiunea de 10 kV pentru liniile în cabluri.

Puterea reactivă de compensare a liniilor electrice are valoarea dată de relația:

$$Q = \sqrt{3}\,U I_c = C\omega\, U^2,$$

unde: U reprezintă tensiunea nominală;
I_c — curentul capacitiv al liniei determinat în ipoteza că tensiunea este constantă pe toată lungimea liniei;
ω — pulsația curentului la frecvența industrială.

Informativ, se indică următoarele valori medii ale puterilor reactive produse de liniile electrice aeriene de tensiuni înalte și foarte înalte:

— 3 Mvar pe 100 km la tensiunea de 110 kV;

— 13 Mvar pe 100 km la tensiunea de 220 kV;

— 55÷60 Mvar pe 100 km la tensiunea de 400 kV.

În cazul liniilor electrice în cabluri, puterea reactivă generată este mult mai mare. Astfel, puterea reactivă furnizată de un cablu de 18 km la 220 kV este de circa 60 Mvar.

Rețelele subterane de medie tensiune (10÷35 kV) produc puteri reactive de valori ridicate mai ales cînd lungimea lor este mare. Acest lucru are consecințe nefavorabile în cazul punerii la pămînt a fazelor ca urmare a curenților de punere la pămînt de valori ridicate.

2.1.4. CONDUCTANȚA LATERALĂ A LINIILOR ELECTRICE

În afară de susceptanța capacitivă, conductoarele liniilor electrice aeriene și subterane prezintă și o *conductanță laterală* sau o *perditanță*, determinată de o serie de factori care influențează atît pierderile de energie, cît și buna funcționare și exploatare a rețelelor.

În cele ce urmează vor fi analizați acești factori, mai întîi pentru linii electrice aeriene și apoi pentru cele în cablu.

2.1.4.1. *Conductanța laterală a liniilor electrice aeriene.* În cazul liniilor electrice aeriene, conductanța laterală este *determinată de scurgerile de curent prin izolație spre pămînt* și de *fenomenul corona.*

Scurgerile de curent către pămînt se datoresc imperfecțiunii izolației conductoarelor în punctele de fixare ale acestora pe stîlp. Ele sînt cu atît mai intense cu cît condițiile meteorologice sînt mai nefavorabile.

În condiții meteorologice favorabile (timp uscat), conductanța liniilor determinată de imperfecțiunea izolației variază în limitele $(2\cdot 10^{-10} \div 2\cdot 10^{-9})$[S/km], ceea ce corespunde, în cazul tensiunilor înalte de 110—220 kV, unor pierderi de putere de ordinul zecilor de wați. În condiții meteorologice nefavorabile (ceață, ploaie), valoarea acestor pierderi crește de $5\div 6$ ori sau chiar mai mult, rămînînd totuși neglijabile din punct de vedere al calculelor și al exploatării.

În zone poluate, cînd pe izolatoarele liniilor electrice aeriene se depun particule bune conducătoare de electricitate, valoarea conductanței crește foarte mult, putînd atinge $(2\cdot 10^{-8} \div 4\cdot 10^{-7})$[S/km]. Totuși, în calculul liniilor electrice, nici în aceste cazuri nu se ține seama de conductanță, deoarece se are în vedere utilizarea unor izolatoare care să nu favorizeze depunerile, precum și curățarea acestora în timpul exploatării.

Fenomenul corona reprezintă o descărcare autonomă incompletă, care apare în jurul conductoarelor sub forma unei coroane luminoase, cînd intensitatea cîmpului electric la suprafața acestora depășește o valoare critică, egală aproximativ cu $21{,}1\left[\frac{\text{kV}}{\text{cm}}\right]$. El influențează mărimea pierderilor de energie și are consecințe economice și perturbatoare asupra funcționării instalațiilor de înaltă frecvență și asupra mediului înconjurător.

Astfel, fenomenul corona *corodează* conductoarele liniilor electrice aeriene, ceea ce conduce, cînd el se intensifică, la scurtarea duratei de funcționare a acestora de $1{,}5\div 2$ ori.

În cazul liniilor electrice de foarte înaltă tensiune ($U_n \geqslant 400$ kV) fenomenul corona provoacă importante *perturbații* la posturile de radio și televiziune din apropiere; aceleași perturbații au loc și în funcționarea canalelor de înaltă frecvență de pe liniile de transport de energie electrică. Din această cauză, se indică limitarea perturbațiilor radiofonice la $70\div 75$ dB pentru 1 MHz, pe timp ploios, cînd măsurătorile sînt făcute la 15 m de faza laterală și la $50\div 55$ dB, în aceleași condiții de măsurare, pe timp frumos.

În rețelele cu neutrul legat direct la pămînt fenomenul corona poate *produce armonici superioare* care deformează curba curentului și măresc gradul de nesimetrie al acestuia, fapt care are drept consecință o creștere a influenței liniilor de energie asupra celor de telecomunicații.

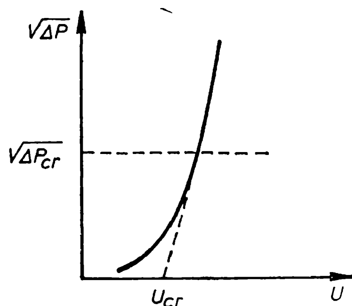


Fig. 2.13. Curba de variație a pierderilor de putere în funcție de tensiune.

Un efect perturbator nou, apărut ca urmare a creșterii tensiunilor de transport la valori de tensiuni superioare celei de 220 kV, care poluează mediul înconjurător, este *zgomotul* produs de descărcările locale de la suprafața conductoarelor. De exemplu, la linii de 400 kV echipate cu două conductoare pe fază cu diametrul de 31 mm și secțiunea totală de 1 140 mm^2, intensitatea zgomotului, pe timp ploios, poate atinge 46 dB(A). O linie echipată cu patru conductoare pe fază de 31 mm diametru și secțiunea totală de 3 400 mm^2, la tensiunea de 765 kV, produce zgomote, datorită fenomenului corona, cu intensitatea de 54 dB(A) pe timp ploios. Se indică și în acest caz, limitarea intensității zgomotului la cel mult 55÷60 dB(A), măsurat la 15 m distanță de faza laterală, pe timp ploios. În acest scop, se recomandă folosirea conductoarelor fasciculate pe fiecare fază, cu anumite diametre.

În afara poluării mediului din cauza zgomotelor, liniile de foarte înaltă tensiune produc și *efecte electrostatice,* care se manifestă asupra persoanelor sau animalelor care staționează sub linii. Astfel, pot apărea senzații de înțepături la contactul dintre piele și haine, ridicarea părului etc. Pentru evitarea acestor efecte neplăcute, se recomandă ca la sol gradientul de potențial să nu depășească 14÷15 kV/m.

Considerațiile făcute arată că fenomenul corona trebuie să fie luat în considerație încă din faza de proiectare a liniilor electrice aeriene. În cazul liniilor cu tensiuni nominale $U_n \leqslant 220$ kV, eliminarea sau limitarea fenomenului corona nu întîmpină dificultăți și nu cere cheltuieli suplimentare mari. Uneori însă, mai ales la liniile de foarte înaltă tensiune, pentru obținerea acestui lucru este nevoie de cheltuieli suplimentare, determinate de creșterea secțiunii conductorului activ utilizat. Se poate afirma că, în prezent, fenomenul corona reprezintă unul din cei mai importanți factori care limitează creșterea tensiunilor de transport.

Eliminarea sau micșorarea fenomenului corona este impusă de *reducerea pierderilor de energie.* În acest caz, micșorarea fenomenului corona este legată de investiții suplimentare, iar soluția aleasă în proiectare rezultă din calcule tehnico-economice, cu ajutorul cărora se constată dacă economia de energie obținută prin micșorarea fenomenului justifică cheltuielile suplimentare.

Existența fenomenului corona pe o linie de înaltă tensiune se constată efectuînd calculul tensiunii critice de apariție a acestuia. Sub tensiunea critică, pierderile de energie sînt mici, practic neglijabile. Peste tensiunea critică, aceste pierderi cresc rapid cu tensiunea. Într-o reprezentare liniară, în ipoteza unor conductoare perfect cilindrice, curba de variație a pierderilor de putere în funcție de tensiune are forma dată în figura 2.13 și corespunde relației generale:

$$\sqrt{\Delta P} = k\,(U - U_{cr}) \left[\frac{\text{kW}}{\text{km}}\right], \qquad (2.61)$$

în care: U reprezintă tensiunea de serviciu a liniei;
U_{cr} — tensiunea critică de apariție * a fenomenului corona, corespunzătoare gradientului de potențial critic de $21{,}1 \left[\frac{\text{kV}}{\text{cm}}\right]$;
k — constantă care depinde de starea suprafeței conductoarelor, de condițiile meteorologice (presiune, temperatură), frecvența curentului etc.

Tensiunea critică de apariție a fenomenului corona se calculează cu diferite relații. Astfel, pentru liniile electrice trifazate cu conductoare dispuse simetric (în vîrfurile unui triunghi echilateral) valoarea tensiunii critice se calculează cu relația:

$$U_{cr} = \sqrt{3}E_{cr} \cdot m_1 \cdot m_2 \cdot \delta \cdot r \cdot \ln \frac{D_{med}}{r}, \qquad (2.62)$$

în care: E_{cr} reprezintă intensitatea critică a cîmpului electric la care poate apărea fenomenul corona, considerată egală cu 21,1 [kV/cm];
m_1 — coeficient numeric subunitar, care ține seama de starea suprafeței conductorului, avînd valorile de: $0{,}93 \div 0{,}95$ pentru conductoare monofilare și de $0{,}80 \div 0{,}87$ pentru conductoare funie;
m_2 — coeficient numeric care ține seama de condițiile meteorologice, avînd valoarea egală cu unitatea cînd timpul este uscat și frumos și de 0,8 cînd timpul este umed (ceață, ploaie, chiciură);
D_{med} — distanța medie geometrică dintre conductoare, în cm;
r — raza conductorului, în cm;
$\delta = \frac{3{,}92\, p}{273 + t}$ — densitatea relativă a aerului;
p — presiunea, în cm Hg;
t — temperatura aerului, în °C.

Ținînd seama de intensitatea critică a cîmpului electric, de factorul de transformare a logaritmului natural în logaritm zecimal, precum și de faptul că pentru $p = 76$ cm Hg și $t = 25$°C, densitatea relativă a aerului este egală cu unitatea, relația (2.62) se poate scrie sub forma:

$$U_{cr} = 84\ m_1 \cdot m_2 \cdot r \cdot \log \frac{D_{med}}{r}, \qquad (2.63)$$

care poate fi aplicată și în cazul unor presiuni și temperaturi cu valori diferite de cele indicate mai sus, fără a comite erori importante.

* În realitate, conform relației (2.61) și figurii 2.13, apar pierderi corona și sub tensiunea critică. Ele sînt determinate de unele descărcări locale, cauzate de asperitățile de pe suprafața conductoarelor sau de depuneri de particule solide sau lichide (picături de apă, burniță, ceață, zăpadă).

Dacă tensiunea critică este mai mare decît tensiunea nominală a liniei ($U_{cr} > U_n$), atunci fenomenul corona nu apare. În caz contrar, fenomenul corona apare şi determină pierderi de putere care, pentru o dispunere simetrică a conductoarelor, se pot calcula cu formula dată de Peek:

$$\Delta P_{cor} = \frac{241}{\delta}(f + 25)\sqrt{\frac{r}{D_{med}}}(V - V_{cr})^2 10^{-5}\left[\frac{\text{kW}}{\text{km}}\right], \qquad (2.64)$$

unde: f este frecvenţa de lucru a reţelei, în Hz;

V şi V_{cr} — tensiunile pe faze, de lucru şi de apariţie a fenomenului corona, în kV.

Pentru conductoare dispuse în acelaşi plan orizontal, s-a constatat că tensiunea critică de apariţie a fenomenului corona în cele trei faze este diferită. Astfel, pentru faza din mijloc ea este mai mică cu circa 4%, iar pentru cele extreme mai mare cu circa 6%, faţă de tensiunea calculată cu relaţia (2.63). În acest caz, pierderile de putere se vor calcula separat pentru fiecare fază cu relaţia (2.64), introducînd tensiunile reale de apariţie a fenomenului corona.

Relaţia (2.64) dă rezultate satisfăcătoare mai ales în cazul liniilor de energie cu tensiuni nominale mai mici decît 220 kV şi conductoare cu diametre corespunzătoare. La tensiuni superioare şi diametre mari, pentru calcularea pierderilor de putere se indică relaţia:

$$\Delta P_{cor} = \frac{2{,}22\left(f + \frac{60}{D_{med}}\right)(V - V_{cr})^2}{\ln \frac{D_{med}}{L_{med}}} \cdot 10^{-4} \approx$$

$$\approx \frac{\left(f + \frac{60}{D_{med}}\right)(V - V_{cr})^2 \cdot 10^{-4}}{\log \frac{D_{med}}{L_{med}}}\left[\frac{\text{kW}}{\text{km}}\right], \qquad (2.65)$$

unde: L_{med} reprezintă lungimea medie de deplasare a ionilor într-o jumătate de perioadă, determinată cu formula aproximativă:

$$L_{med} \approx 0{,}19\sqrt{\frac{rE_v}{f}}.$$

În această ultimă relaţie, E_v reprezintă intensitatea cîmpului electric a fenomenului corona vizibil, a cărui valoare este:

$$E_v = 21{,}1\ m_1 \cdot \delta\left(1 + \frac{0{,}301}{\sqrt{r\delta}}\right),$$

unde: m_1, δ, r au aceleaşi semnificaţii din relaţia (2.63).

În cazul liniilor de foarte înaltă tensiune echipate cu conductoare fasciculate, tensiunea critică de apariție a fenomenului corona se verifică printr-o relație puțin modificată față de (2.62) sau (2.63) de forma:

$$U_{cr} = 84 \cdot m_1 m_2 \frac{n}{1 + \psi \frac{r}{a_m}} r \log \frac{D_{med}}{r_e}, \tag{2.65}$$

în care $\psi = 2(n - 1) \sin \frac{\pi}{n}$ reprezintă un coeficient a cărui valoare depinde de numărul de conductoare pe fază.

Verificarea pierderilor de putere la fenomenul corona trebuie efectuată începînd cu tensiunea de 110 kV. În anumite condiții nefavorabile, el poate apărea pe conductoare la care diametrul minim este de 10,5 mm la tensiunea de 110 kV și de 25 mm la 220 kV. Pentru tensiuni mai înalte eliminarea fenomenului corona impune folosirea conductoarelor cu diametre de minimum 50 mm, ceea ce reprezintă aproximativ o limită a posibilităților tehnologice de fabricare și de montare. La astfel de diametre sau chiar la diametre mai reduse, fenomenul corona propriu-zis, este precedat de fenomenul corona local, care începe la tensiuni cu 25÷30% mai mici decît tensiunea critică. De aceea, în aceste cazuri se pot folosi conductoare fasciculate, care din punct de vedere al repartiției liniilor de cîmp electric se apropie de un conductor echivalent cu diametrul mai mare.

Dacă în calculul electric al unei linii este necesar să se țină seama de rezistența efectivă corespunzătoare scurgerilor de curent și pierderilor corona, atunci ea se va calcula cu relația:

$$R_c = \frac{U^2}{\Delta P_c} \, [\text{k}\Omega \cdot \text{km/fază}], \tag{2.66}$$

unde: U este tensiunea de lucru, în kV;

ΔP_c — pierderile trifazate de putere datorită fenomenului corona și scurgerilor de curent, în kW/km.

În general, rezistența R care ar trebui introdusă în schema echivalentă este foarte mare, ea fiind influențată mult de condițiile atmosferice. Ca medie anuală, pentru condițiile atmosferice din Europa centrală și diferite tensiuni, se pot folosi estimativ valori rezultate din figura 2.14, în limitele de dispersie indicate. Se menționează că valorile inferioare se vor folosi pentru liniile electrice aeriene situate la mare altitudine și în zone umede.

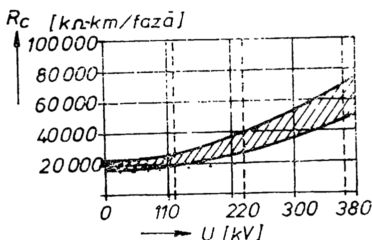


Fig. 2.14. Rezistența electrică datorită pierderilor corona și scurgerilor de curent.

2.1.4.2. *Conductanța laterală a liniilor electrice în cablu.* Liniile electrice subterane au pierderi de putere produse din cauza fenomenelor de ionizare care se petrec în dielectricul cablurilor. Ele sînt caracterizate de tangenta unghiului de pierderi (tg δ) care reprezintă raportul dintre componenta activă și cea reactivă a curentului total și ale cărei valori, pentru cabluri de înaltă tensiune, sînt cuprinse în limitele de 0,002 și 0,008.

Pentru cabluri cu izolație de hîrtie impregnată, cu tensiuni nominale pînă la 35 kV, pierderile de putere sînt mici și nu se iau în considerare în calculul liniilor. În cazul unor cabluri de 110÷220 kV sau mai mult, pierderile de putere în izolație pot atinge valori pînă la 10 kW/km. Ele se pot calcula cu o relație de forma:

$$\Delta P = \frac{0{,}000106\, fV^2 n^2 \varepsilon_r \cos\theta}{G} \left[\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{km}}\right], \tag{2.67}$$

unde: f reprezintă frecvența curentului, în Hz;
V — valoarea efectivă a tensiunii pe fază, în kV;
n — numărul de conductoare ($n = 1$ pentru cabluri monofazate sau pentru cabluri trifazate ecranate);
ε_r — permitivitatea relativă a dielectricului;
$\cos\theta$ — factorul de putere * al izolației;
G — factorul geometric exprimat în funcție de capacitatea de serviciu a cablului prin relația $G = 0{,}0169\; n\varepsilon_r/C$;
C — capacitatea de serviciu a cablului în $\left[\frac{\mu\mathrm{F}}{\mathrm{km}}\right]$.

Pierderile de putere în dielectricul cablurilor trifazate la temperatură și tensiune de lucru nominală se pot determina însă și cu relația:

$$\Delta P = 3G_0V^2 \left[\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{km}}\right]. \tag{2.68}$$

unde V reprezintă valoarea efectivă a tensiunii pe fază a rețelei, iar G_0 — conductanța laterală a unei faze față de pămînt pentru o lungime de 1 km.

Relația (2.68) se poate transforma ținînd seama de relația de definiție a admitanței specifice a liniei:

$$\underline{Y}_0 = G_0 + \mathrm{j}B_0 = G_0 + \mathrm{j}\omega C_0 = \sqrt{G_0^2 + B_0^2}(\cos\theta + \mathrm{j}\sin\theta), \tag{2.69}$$

din care rezultă că:

$$G_0 = \sqrt{G_0^2 + B_0^2}\cos\theta \text{ sau } G_0 = B_0\frac{\cos\theta}{\sqrt{1-\cos^2\theta}} = B_0\mathrm{ctg}\theta = (\omega C_0)\mathrm{ctg}\,\theta.$$

2.2. PARAMETRII TRANSFORMATOARELOR ELECTRICE

Transformatoarele electrice reprezintă aparate electromagnetice statice care transformă prin inducție mutuală mărimile energiei de curent alternativ (tensiunea și intensitatea curentului) menținînd neschimbată frecvența. Conectarea lor se face totdeauna între o sursă de energie și receptoarele a căror tensiune de funcționare este diferită de cea a sursei.

* Factorul de putere al izolației este egal numeric, pentru unghiurile de pierderi întîlnite uzual în practică, cu tangenta acestui unghi. Acest lucru reiese imediat, dacă se ține seama că pentru admitanța complexă cu argument $\theta = \frac{\pi}{2} - \delta$, unghiuri δ suficient de mici, $\cos\theta \approx \sin\delta \approx \mathrm{tg}\,\delta$.

În mod obișnuit, în rețelele electrice se utilizează următoarele tipuri de transformatoare:

— *trifazate*, cu două sau cu trei înfășurări, care permit interconectarea simultană a două sau trei rețele cu tensiuni nominale diferite;

— *monofazate*, cu două sau trei înfășurări, montate în grupuri de cîte trei, în conexiuni stea sau triunghi, utilizate mai ales în cazul unor puteri trifazate, pe unitate, mai mari decît 60 MVA;

— *autotransformatoare*, folosite pentru interconexiunea rețelelor electrice de înaltă tensiune, care au rapoarte de valori reduse (apropiate de unitate);

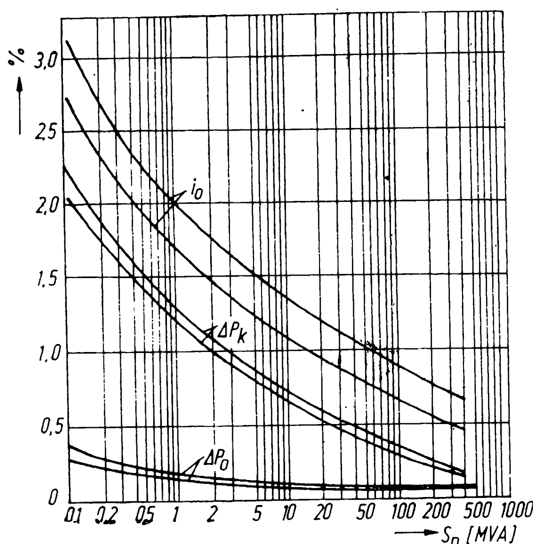


Fig. 2.15. Domeniile de variație ale mărimilor i_0, ΔP_k și ΔP_0 corespunzătoare transformatoarelor și autotransformatoarelor.

De asemenea, se mai întîlnesc și *transformatoare de construcții speciale*, cum ar fi de exemplu, cele cu *faze scindate* sau cele destinate *reglării tensiunii în rețelele electrice*.

Determinarea parametrilor transformatoarelor presupune cunoașterea următoarelor elemente caracteristice, reieșite din încercările experimentale în scurtcircuit și în gol: pierderile de putere în scurtcircuit sau în cupru ΔP_k, tensiunea de scurtcircuit, în procente din tensiunea nominală $u_k\%$, pierderile de putere în fier sau în gol ΔP_0 și curentul de magnetizare $i_0\%$, în procente din curentul nominal. Valoarea acestor patru mărimi este indicată în cataloage și variază în funcție de puterea nominală a transformatoarelor, așa cum se indică, în mod informativ, în figura 2.15. Cu ajutorul lor se definesc parametrii longitudinali și transversali ai transformatoarelor, adică rezistența, reactanța, conductanța laterală și susceptanța, care vor fi considerate în calculul rețelelor în regim normal de funcționare. Pentru calculul acestor parametri în regim de scurtcircuit sînt necesare aceleași date cu considerații suplimentare, care se indică în capitolul care tratează curenții de scurtcircuit.

2.2.1. TRANSFORMATORUL CU DOUĂ ÎNFĂȘURĂRI

Rezistența echivalentă a transformatorului cu două înfășurări se determină scriind expresia pierderilor trifazate de putere în cupru, la sarcina nominală a acestuia, adică:

$$\Delta P_k = 3R_T I_n^2,$$

din care reiese:

$$R_T = \frac{\Delta P_k}{3I_n^2} = \Delta P_k \frac{U_n^2}{S_n^2} 10^3 \ [\Omega], \qquad (2.70)$$

unde pentru a se obține rezistența în ohmi, se consideră pierderile în cupru, în kW, tensiunea nominală, în kV și puterea nominală, în kVA.

Reactanța echivalentă a transformatorului se determină folosind tensiunea de scurtcircuit, care este dată în procente din tensiunea nominală. Ținînd seama că:

$$\Delta \underline{U}_k = \frac{u_k}{100} \cdot \frac{\underline{U}_n}{\sqrt{3}} = \underline{Z}_T \cdot \underline{I}_n,$$

rezultă:

$$\underline{Z}_T = \frac{u_k}{100} \cdot \frac{\underline{U}_n^2}{\underline{S}_n}, \tag{2.71}$$

unde pentru a se obține impedanța echivalentă de scurtcircuit a transformatorului în ohmi, se consideră tensiunea în kV și puterea nominală în MVA.

Cunoscînd impedanța și rezistența transformatoarelor se poate determina reactanța inductivă:

$$X_T = \sqrt{Z_T^2 - R_T^2}. \tag{2.72}$$

La transformatoarele de puteri mari, rezistența înfășurărilor este mult mai mică decît impedanța, astfel încît relația (2.72) poate fi pusă sub forma aproximativă:

$$X_T \approx Z_T - \frac{R_T^2}{2Z_T} \approx Z_T, \tag{2.73}$$

care arată că reactanța echivalentă poate fi calculată cu relația (2.71).

Conductanța echivalentă a transformatorului se calculează în funcție de pierderile de putere trifazate în fierul transformatorului, exprimate prin relația generală:

$$\Delta P_0 = G_T \cdot U_n^2,$$

de unde reiese că:

$$G_T = \frac{\Delta P_0}{U_n^2} \cdot 10^{-3} \text{ [S]}, \tag{2.74}$$

în care pierderile sînt exprimate în kW și tensiunea nominală în kV.

Susceptanța echivalentă a transformatorului (putere de magnetizare), adică:

$$\Delta Q_0 = B_T \cdot U_n^2,$$

de unde reiese că:

$$B_T = \frac{\Delta Q_0}{U_n^2} \cdot 10^{-3} \text{ [S]}. \tag{2.75}$$

În cataloagele de transformatoare, fabricile constructoare nu indică puterea reactivă de magnetizare, ci curentul de mers în gol, exprimat în procente din curentul nominal. Ca urmare, se poate calcula numai modulul admitanței totale echivalente, adică:

$$\underline{Y}_T = \frac{\underline{I}_0}{\underline{U}_n} = \frac{i_0}{100} \cdot \frac{S_n}{U_n^2} \cdot 10^{-3} \text{ [S]}, \tag{2.76}$$

unde puterea nominală este considerată în kVA și tensiunea nominală în kV.

Susceptanța echivalentă a transformatorului reiese din relația:

$$B_T = \sqrt{Y_T^2 - G_T^2}$$

care, în cazul transformatoarelor curent folosite în rețelele electrice, devine:

$$B_T \approx Y_T - \frac{G_T^2}{2Y_T} \approx Y_T, \quad (2.77)$$

adică se poate identifica cu admitanța.

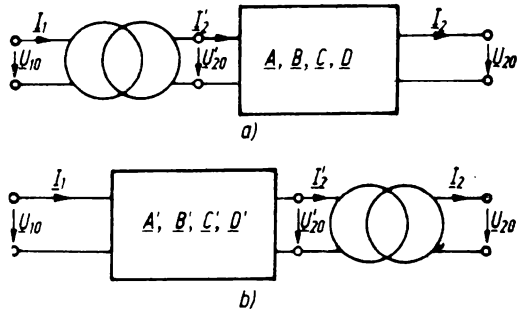


Fig. 2.16. Reprezentarea transformatorului cu două înfășurări:

a — cu elemente raportate la tensiunea secundară; b — cu elemente raportate la tensiunea primară.

Schema echivalentă a transformatorului cu două înfășurări, care presupune un anumit mod de legare galvanică a celor patru parametri calculați, se poate reprezenta, în cazul general, printr-un cuadripol montat în serie cu un transformator ideal, fără pierderi active și reactive, al cărui rol este numai de a multiplica tensiunea cu un factor k egal cu raportul de transformare la mersul în gol. În acest mod, toate elementele sînt raportate la aceeași tensiune, care poate fi tensiunea secundară cînd cuadripolul este conectat la secundarul transformatorului ideal (fig. 2.16, *a*), sau la tensiunea primară, dacă cuadripolul este conectat la primarul aceluiași transformator (fig. 2.16,*b*). Conform notațiilor arătate pe figura 2.16,*b* se poate scrie relația:

$$\begin{bmatrix} U'_{20} \\ I'_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k & 0 \\ 0 & \frac{1}{k} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} U_{20} \\ I_2 \end{bmatrix}, \quad (2.78)$$

care arată rolul transformatorului ideal.

Din punct de vedere al valorii algebrice a raportului de transformare, al reglajului acestui raport și al prizei mediane, transformatoarele pot fi urcătoare sau coborîtoare de tensiune. În ambele cazuri, priza mediană este aleasă astfel încît, în gol, secundarul transformatorului să furnizeze o tensiune cu 10% mai mare decît cea nominală. Astfel, un transformator ridicător va fi definit, de exemplu, prin raportul de 35/121 kV, în timp ce unul coborîtor prin raportul 110/38,5 kV.

Reprezentarea cuadripolului se poate face prin mai multe scheme echivalente, dintre care cele mai utilizate sînt, în ordine, schema echivalentă **Γ** și **T**, arătate în figura 2.17. Coeficienții $\underline{A}$, $\underline{B}$, $\underline{C}$, $\underline{D}$ ai acestor scheme, se determină în funcție de parametrii R_T, X_T, G_T, B_T ai transformatorului real și ținînd seama de ecuațiile generale ale unui cuadripol, scrise sub forma:

$$\underline{U}_1 = \underline{A}\underline{U}_2 + \underline{B}\underline{I}_2 \text{ și } \underline{I}_1 = \underline{C}\underline{U}_2 + \underline{D}\underline{I}_2.$$

Particularizînd aceste ecuații în cazul schemelor din figura 2.17 se obține:

— pentru schema echivalentă **Γ**:

$$\underline{U}_{10} = \underline{U}'_{20} + \underline{Z}\underline{I}'_2; \quad \underline{I}_1 = \underline{I}'_2 + \underline{I}_0 = \underline{Y}\underline{U}'_{20} + \underline{I}'_2(1 + \underline{Z}\underline{Y}),$$

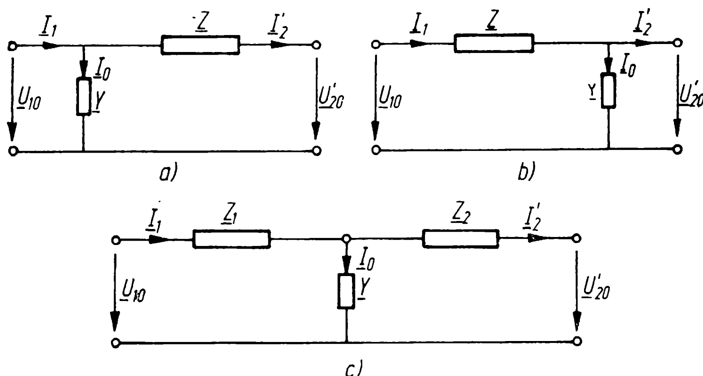


Fig. 2.17. Schemele echivalente în **Γ** (sau în **ℸ**) și în **T** ale unui transformator.

din care rezultă:

$$A = 1; \quad \underline{B} = \underline{Z}; \quad \underline{C} = \underline{Y}; \quad \underline{D} = 1 + \underline{Z}\underline{Y}; \tag{2.79}$$

— pentru schema echivalentă ℸ:

$$\underline{U}_{10} = \underline{U}_{20}' + \underline{Z}\underline{I}_1 = \underline{U}_{20}'(1 + \underline{Z}\underline{Y}) + \underline{Z}\underline{I}_2'; \quad \underline{I}_1 = \underline{I}_2' + \underline{I}_0 = \underline{Y}\underline{U}_{20}' + \underline{I}_2',$$

din care rezultă:

$$\underline{A} = 1 + \underline{Z}\underline{Y}; \quad \underline{B} = \underline{Z}; \quad \underline{C} = \underline{Y}; \quad D = 1. \tag{2.80}$$

— pentru schema echivalentă **T**:

$$\underline{U}_{10} = (1 + \underline{Z}_0\underline{Y})\underline{U}_{20}' + (\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2' + \underline{Z}_1\underline{Z}_2'\underline{Y})\underline{I}_2'; \quad \underline{I}_1 = \underline{Y}\underline{U}_{20}' + \underline{I}_2'(1 + \underline{Z}_2'\underline{Y}),$$

din care rezultă:

$$\underline{A} = 1 + \underline{Z}_1\underline{Y}; \quad \underline{B} = \underline{Z}_1 + \underline{Z}_2' + \underline{Z}_1\underline{Z}_2'\underline{Y}; \quad \underline{C} = \underline{Y}; \quad \underline{D} = 1 + \underline{Z}_2' \cdot \underline{Y}. \tag{2.81}$$

Ținînd seama de aceste rezultate și de relația (2.78), se pot scrie următoarele ecuații de funcționare:

— pentru transformatorul cu schemă echivalentă **Γ**:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_{10} \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \underline{Z} \\ \underline{Y} & 1 + \underline{Z}\underline{Y} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} k & 0 \\ 0 & \frac{1}{k} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_{20} \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix}; \tag{2.82}$$

— pentru transformatorul cu schemă echivalentă ℸ:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_{10} \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 + \underline{Z}\underline{Y} & \underline{Z} \\ \underline{Y} & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} k & 0 \\ 0 & \frac{1}{k} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_{20} \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix}; \tag{2.83}$$

— pentru transformatorul cu schemă echivalentă **T**;

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_{10} \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 + \underline{Z}_1\underline{Y} & \underline{Z}_1 + \underline{Z}_2' + \underline{Z}_1\underline{Z}_2'\underline{Y} \\ \underline{Y} & 1 + \underline{Z}_2'\underline{Y} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} k & 0 \\ 0 & \frac{1}{k} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_{20} \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix}. \tag{2.84}$$

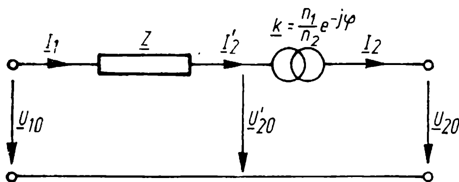


Fig. 2.18. Schema echivalentă a unui transformator cu două înfășurări în care s-a neglijat curentul de magnetizare.

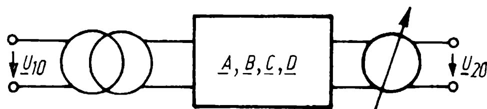


Fig. 2.19. Schema echivalentă a unui transformator cu două înfășurări, cu transformator ideal cu raport de transformare complex.

Se menționează că în cazul schemelor echivalente acceptate nu s-a neglijat curentul de magnetizare și s-a considerat că curenții din primar și secundar au același sens. În aceste condiții relația de legătură dintre solenații este de forma:

$$n_1\underline{I}_1 - n_2\underline{I}_2 = n_1\underline{I}_0$$

sau

$$\underline{I}_1 = \underline{I}_2' + \underline{I}_0, \tag{2.85}$$

în care: $I_2' = \frac{n_2}{n_1} I_2$ este curentul secundar raportat la primar;

n_1 și n_2 — numărul de spire din primarul și secundarul transformatorului.

Uneori, schema echivalentă se poate simplifica, făcînd abstracție de curentul de magnetizare. În acest caz, ea corespunde figurii 2.18 fiind formată dintr-un dipol înseriat cu un transformator ideal, avînd raportul de transformare k real sau complex *, pentru care se poate scrie că:

$$\begin{bmatrix}\underline{U}_{10}\\ \underline{I}_1\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}1 & \underline{Z}\\ 0 & 1\end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix}k & 0\\ 0 & \frac{1}{k}\end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix}\underline{U}_{20}\\ \underline{I}_2\end{bmatrix}. \tag{2.86}$$

Observații. Schemele echivalente indicate corespund transformatorului monofazat; ele pot fi utilizate însă și în cazul transformatoarelor trifazate simetrice. În reprezentarea lor nu s-a ținut seama de posibilitatea introducerii unui decalaj al tensiunii și curentului din secundar, față de aceleași mărimi din primar. De exemplu, în cazul unei conexiuni Δ/Y, mărimile din primarul și secundarul transformatorului sînt decalate între ele cu 30°. De aceea, schema echivalentă din figura 2.16 ar trebui completată și cu un defazor perfect ca în figura 2.19, care să indice acest decalaj dintre mărimile primare și secundare sau altfel spus, care să țină seama că transformatorul ideal are un raport de transformare complex.

Pentru simplificarea reprezentărilor se renunță de obicei la montarea transformatorului ideal si al elementului de defazare și se consideră transformatorul numai prin schema cuadripolului echivalent în care se trec direct mărimile raportate. În acest mod se simplifică și ecuațiile de funcționare. Se va ține seama însă de grupa de conexiuni a transformatoarelor care permite să se determine și rapoartele de transformare complexe.

---

* Pentru un transformator ideal monofazat raportul de transformare este real. Pentru un transformator ideal trifazat, raportul de transformare corespunzător la borne omoloage este, în general, complex, depinzînd de grupa de conexiuni.

2.2.2. TRANSFORMATORUL CU TREI ÎNFĂŞURĂRI

Transformatorul cu trei înfăşurări permite interconectarea simultană a trei reţele cu tensiuni diferite. Parametrii acestuia se calculează în mod analog celui cu două înfăşurări, fiind necesare însă şi unele precizări suplimentare, care privesc modul cum sînt dimensionate înfăşurările. Din acest punct de vedere se menţionează că, în practică se întîlnesc trei tipuri de transformatoare cu trei înfăşurări. *Primul tip* are toate înfăşurările dimensionate la puterea nominală a transformatorului, definită totdeauna ca fiind puterea corespunzătoare înfăşurării primare. Cel *de-al doila tip* are una din înfăşurările, secundară sau terţiară, dimensionată numai pentru două treimi din puterea nominală, în timp ce *tipul al treilea* are ambele aceste înfăşurări dimensionate pentru două treimi din puterea nominală. Se menţionează că ultimele două tipuri constructive sînt mai avantajoase din punct de vedere economic, deoarece costă mai puţin. Ele se utilizează totdeauna în cazurile în care nu este necesară distribuţia întregii puteri a înfăşurării primare numai pe secundar sau numai pe terţiar.

Această precizare referitoare la tipul de transformator influenţează în mod direct calculul rezistenţelor echivalente a înfăşurărilor. În acest scop, ea trebuie completată cu următoarele două condiţii:

— pierderile maxime în înfăşurări au loc cînd puterea nominală, corespunzătoare înfăşurării primare, se repartizează cît mai inegal pe celelalte două înfăşurări;

— rezistenţele înfăşurărilor se consideră invers proporţionale cu puterile nominale ale acestora, adică:

$$\frac{R_1}{R_2}=\frac{S_{n2}}{S_{n1}};\quad \frac{R_1}{R_3}=\frac{S_{n3}}{S_{n1}};\quad \frac{R_2}{R_3}=\frac{S_{n3}}{S_{n2}}. \tag{2.87}$$

Rezistenţa echivalentă a înfăşurărilor, în cazul primului tip de transformator (100/100/100 %), conform relaţiilor (2.87) este aceeaşi pentru cele trei înfăşurări, iar pierderile maxime de putere corespund situaţiei în care una din înfăşurări este în gol şi celelalte două încărcate la sarcina nominală. În aceste condiţii rezultă că:

$$\Delta P_k = 6R_T\, I_n^2$$

şi

$$R_T = \Delta P_k\, \frac{U_n^2}{2S_n^2}\, 10^3\ [\Omega], \tag{2.88}$$

în care unităţile de măsură ale mărimilor sînt identice cu cele din relaţia (2.70).

Pentru trasformatorul de tipul al doilea (100/100/67 %) sau (100/67/100 %) pierderile maxime se obţin cu înfăşurarea a treia în gol, iar legătura dintre rezistenţele înfăşurărilor, conform relaţiei (2.87), este:

$$R_1 = R_2 = R_T;\ R_3 = 1{,}5\ R_T \text{ — pentru } (100/100/67\,\%);$$

sau

$$R_1 = R_3 = R_T;\ R_2 = 1{,}5\ R_T \text{ — pentru } (100/67/100\,\%).$$

În aceste condiţii rezistenţa echivalentă a înfăşurărilor acestui tip de transformator este determinată cu relaţia (2.88).

Transformatorul cu trei înfăşurări de tipul al treilea (100/67/67%) are pierderile maxime, cînd puterea înfăşurării primare se repartizează în proporţie de două treimi pe secundar şi o treime pe terţiar sau invers. Ţinînd seama de acest fapt şi de legătura dintre rezistenţele înfăşurărilor reieşită din relaţiile (2.87)

$$R_1 = R_T = \frac{2}{3} R_2 = \frac{2}{3} R_3,$$

rezultă că:

$$\Delta P_k = 3\left[R_T I_n^2 + \frac{3}{2} R_T \cdot \frac{4}{9} I_n^2 + \frac{3}{2} R_T \cdot \frac{1}{9} I_n^2\right] = \frac{11}{2} R_T I_n^2$$

şi

$$R_T = \Delta P_k \frac{U_n^2}{1,83\, S_n^2} 10^3\ [\Omega]. \qquad (2.89, a)$$

Dacă se consideră, de exemplu, că pierderile în scurtcircuit sînt date pentru o încărcare egală a ambelor înfăşurări, rezultă că:

$$R_2 = R_3 = \frac{3}{2} R_1 = \frac{3}{2} R_T;$$

$$\Delta P_k = 3R_T\left[I_n^2 + 2 \cdot \frac{3}{2} \cdot (0,5\, I_n)^2\right] = 5,25\, R_T I_n^2;$$

$$R_T = R_1 = \Delta P_k \frac{U_n^2}{1,75 \cdot S_n^2} 10^3\ [\Omega]. \qquad (2.89, b)$$

Pierderile de putere în scurtcircuit se indică în cataloage, fie ca pierderi totale, fie, în cazul transformatoarelor cu puteri nominale mai mari, pentru fiecare încercare de scurtcircuit, adică ΔP_{k12}, ΔP_{k13}, P_{k23}. În acest ultim caz, pierderile totale de scurtcircuit în funcţie de care s-au exprimat rezistenţele înfăşurărilor transformatorului, se pot calcula cu relaţia:

$$\Delta P_k = \frac{\Delta P_{k12} + \Delta P_{k13} + \Delta P_{k23}}{2}. \qquad (2.90)$$

Dacă este necesar să se calculeze pierderile de scurtcircuit ale celor trei înfăşurări, considerate separat, atunci se folosesc relaţiile:

$$\Delta P_{k1} = \frac{\Delta P_{k12} + \Delta P_{k13} - \Delta P_{k23}}{2}; \qquad \Delta P_{k2} = \frac{\Delta P_{k23} + \Delta P_{k21} - \Delta P_{k13}}{2};$$

$$\Delta P_{k3} = \frac{\Delta P_{k31} + \Delta P_{k32} - \Delta P_{k21}}{2},$$

care pot fi folosite pentru calculul direct al rezistenţelor.

Reactanţa echivalentă a înfăşurărilor se determină folosind tensiunile de scurtcircuit indicate în cataloagele cu caracteristici ale transformatoarelor, care se consideră aproximativ egale cu căderile de tensiune reactive. Deoarece tensiunile de scurtcircuit sînt date pentru fiecare pereche de înfăşurări, cea

de-a treia înfășurare fiind totdeauna în gol, se poate scrie prin analogie cu (2.71) și (2.73) că:

$$Z_{12} \approx X_{12} = \frac{u_{k12}}{100} \cdot \frac{U_n^2}{S_n}; \quad Z_{13} \approx X_{13} = \frac{u_{k13}}{100} \cdot \frac{U_n^2}{S_n};$$

$$Z_{23} \approx X_{23} = \frac{u_{k23}}{100} \cdot \frac{U_n^2}{S_n}, \qquad (2.91)$$

în care $u_{k12\%}$, $u_{k13\%}$, $u_{k23\%}$ reprezintă tensiunile de scurtcircuit procentuale corespunzătoare perechilor de înfășurări, înaltă-medie tensiune (1—2), înaltă-joasă tensiune (1—3) și medie-joasă tensiune (2—3).

Cele trei reactanțe X_{12}, X_{13}, X_{23} nu formează însă o schemă echivalentă de calcul care să unească printr-o legătură galvanică unică toate cele trei borne de intrare de pe aceeași fază care corespund celor trei trepte de tensiune. Ele realizează numai legături galvanice parțiale între perechi de trepte de tensiune, astfel încît se poate scrie următorul sistem de ecuații, care redă condițiile reale de încercare în scurtcircuit:

$$X_{12} = X_1 + X_2;\ X_{13} = X_1 + X_3 \text{ și } X_{23} = X_2 + X_3 \qquad (2.92)$$

din rezolvarea căruia se determină reactanța de scăpări a fiecărei înfășurări, după cum urmează:

$$X_1 = \frac{X_{12} + X_{13} - X_{23}}{2}; \quad X_2 = \frac{X_{21} + X_{23} - X_{13}}{2};$$

$$X_3 = \frac{X_{31} + X_{32} - X_{12}}{2}. \qquad (2.93)$$

Aceste trei reactanțe intervin în schema echivalentă a transformatorului.

Conductanța și susceptanța transformatorului cu trei înfășurări se determină cu aceleași relații (2.74) și (2.75) din cazul transformatorului cu două înfășurări.

Schema echivalentă a transformatorului cu trei înfășurări se poate reprezenta printr-o stea cu trei ramuri, fiecare ramură corespunzînd unei înfășurări, în care se inserează două transformatoare ideale *, cu raport de transformare real sau complex, așa cum se arată în figura 2.20. Admitanța

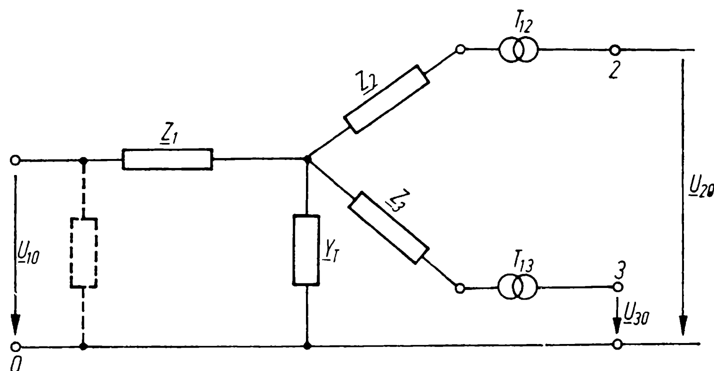


Fig. 2.20. Schema echivalentă a unui transformator cu trei înfășurări, cînd se ține seama de barele de tensiuni diferite.

* Ca și în cazul transformatoarelor cu două înfășurări, pentru simplificare se renunță la transformatoarele ideale, indicînd mărimile raportate pe secundar și pe terțiar.

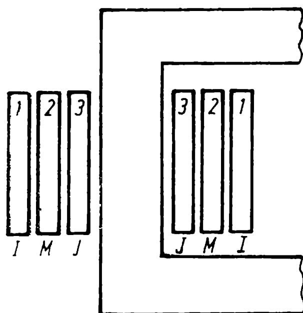


Fig. 2.21. Dispunerea curentă a înfăşurărilor pe miezul magnetic al unui transformator.

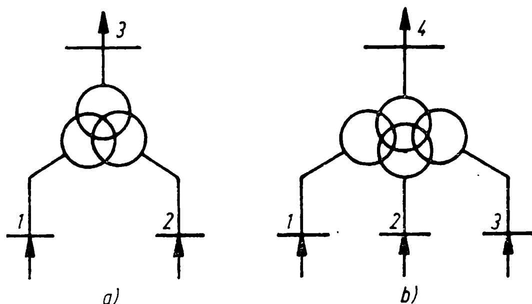


Fig. 2.22. Transformatoare ridicătoare de tensiune cu înfăşurări scindate:

a — cu două înfăşurări pe partea primară; *b* — cu trei înfăşurări pe partea primară.

Y_T se poate monta fie în nodul O, fie pe capătul de intrare al înfăşurării de înaltă tensiune, aşa cum se arată punctat.

La transformatoarele de construcţie curentă, înfăşurarea de înaltă tensiune este dispusă la exterior, în timp ce înfăşurarea de joasă tensiune — lîngă miezul magnetic, ca în figura 2.21. În aceste condiţii, fluxul de scăpări între terţiar şi primar este sensibil egal cu suma fluxurilor de scăpări dintre terţiar şi secundar şi dintre secundar şi primar. Ca urmare, reactanţa X_2 a ramurii secundare este foarte mică şi în schema echivalentă din figura 2.20 poate să lipsească.

Este suficient ca dispunerea înfăşurărilor pe miezul magnetic să se schimbe şi schema echivalentă să nu mai fie aceeaşi. Astfel, dacă se schimbă între ele poziţia înfăşurărilor de medie şi de înaltă tensiune, schema echivalentă corespunzătoare are impedanţa Z_1, practic neglijabilă. O astfel de dispunere are dezavantajul esenţial că măreşte costul transformatorului din cauza suplimentului de izolaţie pe care-l necesită.

Aceste două moduri de dispunere a înfăşurărilor pe miezul magnetic nu sînt singurele posibile, ci există şi altele. De exemplu, una din înfăşurări poate fi formată din două straturi concentrice, în interiorul cărora se află o altă înfăşurare. În acest fel, nici una din cele trei reactanţe nu este forţat nulă.

2.2.3. TRANSFORMATOARE CU ÎNFĂŞURĂRI SCINDATE

Pentru conectarea a două sau mai multe generatoare la un singur transformator de mare putere, se construiesc transformatoare cu două sau mai multe înfăşurări pe partea primară. Calculul parametrilor schemei echivalente se face analog cazului studiat la transformatorul cu trei tensiuni. De exemplu, pentru transformatorul cu două înfăşurări pe partea primară prezentat în figura 2.22, *a*, reactanţa de dispersie a înfăşurării de înaltă tensiune notată cu indicele *3* este dată de relaţia cunoscută:

$$X_3 = \frac{X_{13} + X_{23} - X_{12}}{2} = \frac{2X_{13} - X_{12}}{2}, \tag{2.94}$$

în care s-a considerat că cele două înfășurări de pe partea primară au aceleași caracteristici, adică $u_{k13} = u_{k23}$ și respectiv $X_{13} = X_{23}$.

Dacă transformatorul este construit astfel încît $u_{k12} = 2\, u_{k13}$ rezultă imediat că $X_3 = 0$. Celelalte două reactanțe evident că sînt egale, avînd valoarea:

$$X_1 = X_2 = \frac{X_{12} + X_{13} - X_{23}}{2} = \frac{X_{12}}{2} = \frac{u_{k12}}{100} \cdot \frac{U_n^2}{2 \cdot S_n}. \tag{2.95}$$

2.2.4. PARAMETRII AUTOTRANSFORMATOARELOR

Pentru interconexiunea rețelelor de înaltă tensiune se construiesc autotransformatoare de mare putere, ridicătoare sau coborîtoare de tensiune, cu două înfășurări de 110/220 și 220/400 kV. Uneori, se construiesc și autotransformatoare cu trei înfășurări de 231/121/10,5 kV. Ele prezintă avantajul unui gabarit mai redus în raport cu cel al transformatoarelor de aceeași putere, fapt pentru care, în ultima perioadă de timp, au căpătat o utilizare din ce în ce mai mare în rețelele electrice.

Se menționează că înfășurările de înaltă tensiune ale autotransformatoarelor au totdeauna conexiune în stea, cu posibilitatea legării neutrului la pămînt, în timp ce cea de-a treia înfășurare, dacă există, are conexiunea triunghi.

Schemele echivalente ale autotransformatoarelor sînt identice cu cele stabilite pentru transformatoare. De exemplu, pentru autotransformatorul cu trei trepte de tensiune, schema echivalentă este cea prezentată în figura 2.23, în care admitanța a fost conectată pe capătul de intrare al înfășurării de înaltă tensiune. Calculul parametrilor înfășurării este legat de aceleași elemente caracteristice reieșite din încercările experimentale în scurtcircuit și în gol, adică pierderile de putere în scurtcircuit, tensiunea de scurtcircuit, pierderile în fier și curentul de mers în gol. Valoarea procentuală a acestora, exprimată în raport cu caracteristicile nominale este cu atît mai mică, cu cît puterea nominală este mai mare. Informativ, în tabela 2.4 se indică caracteristicile unor autotransformatoare de mare putere fabricate în țara noastră la uzinele „Electroputere" pentru interconexiunea rețelelor electrice.

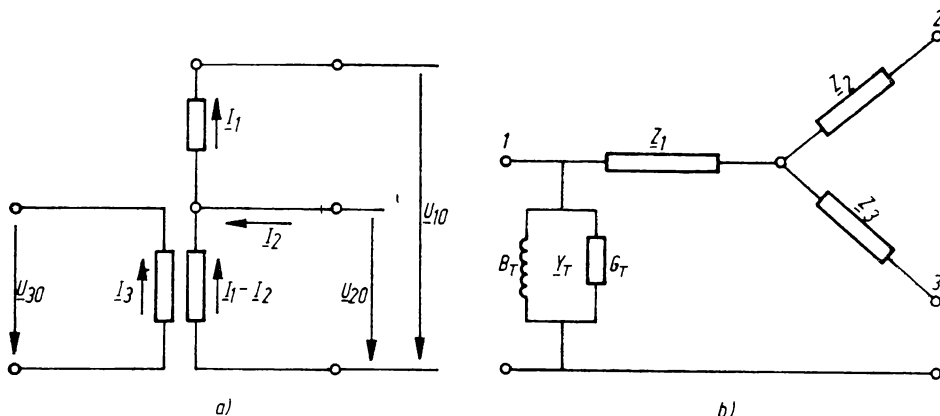


Fig. 2.23. Schema echivalentă a unui autotransformator cu trei tensiuni.

Tabela 2.4

Autotransformatoare de interconexiune cu reglaj sub sarcină și răcire forțată cu suflaj de aer, fabricate la uzinele « Electroputere»

Puterea nominală S_n [MVA]	U_{IT} [kV]	U_{MT} [kV]	U_{JT} [kV]	Reglajul prizei pe *IT* [%]	Grupa de conexiune	Pierderi de putere: în scurtcircuit ΔP_k [kW]	Pierderi de putere: în gol ΔP_0 [kW]	u_k [%]	i_0 [%]
200/200/60	231	121	10,5	±12×1,25	Y_0d-5	485 160 170	105	IT-MT 10 MT-JT 6,3 IT-JT 10	0,8
400/400/160	400	231	22	±12×1,25	Y_0d-5	850 580 550	160	IT-MT 11,5 MT-JT 12,5 IT-JT 20	0,4

2.2.5. PARTICULARITĂȚI CONSTRUCTIVE ALE TRANSFORMATOARELOR TRIFAZATE FOLOSITE ÎN REȚELELE ELECTRICE

Pentru transformatoarele utilizate în rețelele electrice de curent alternativ se utilizează mai multe variante constructive.

Transformatoarele trifazate formate din grupuri monofazate ale căror înfășurări sînt conectate în stea sau în triunghi, au fiecare fază cu circuit magnetic separat. În aceste condiții, cele trei circuite sînt identice, asigurîndu-se o simetrie perfectă din punct de vedere magnetic.

Transformatoarele trifazate se construiesc obișnuit cu miez magnetic compact, format din mai multe coloane. O construcție simplă și economică este cea cu trei coloane dispuse în același plan, indicată în figura 2.24, *a*. Acest tip constructiv are mare răspîndire în practică, mai ales pentru puteri nominale mici și mijlocii. El prezintă însă dezavantajul că conduce la o nesimetrie magnetică, care poate avea uneori consecințe negative în exploatarea transformatorului.

Nesimetria magnetică se poate pune în evidență cu ajutorul schemei electrice echivalente a circuitului magnetic, prezentată în figura 2.24, *b*, în care s-a notat prin R_c reluctanța coloanelor, cu R_j reluctanța unui jug, considerat în întregime de la coloana *A* la coloana *C* și cu *F*, tensiunile magnetomotoare de magnetizare a celor trei faze.

Dacă pe partea primară se aplică un sistem trifazat de tensiuni, simetric și echili-

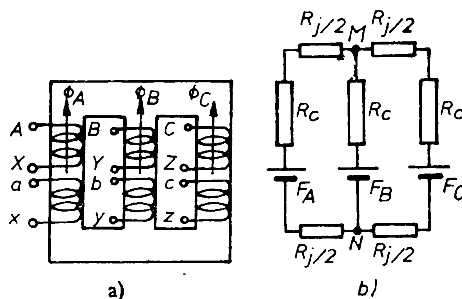
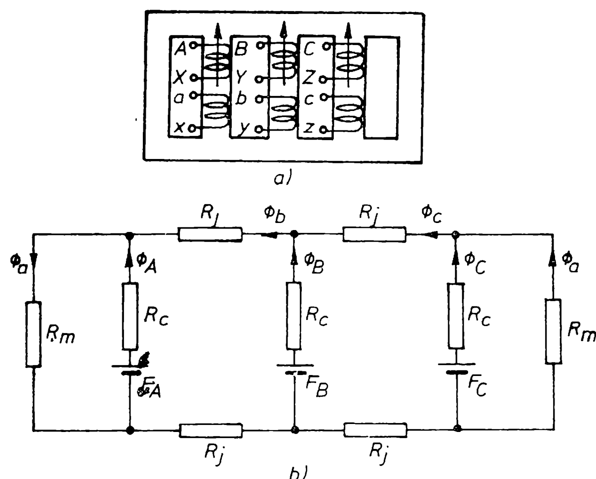


Fig. 2.24. Miezul compact trifazat cu trei coloane situate în același plan:

a — circuitul magnetic; *b* — schema electrică echivalentă a circuitului magnetic.

Fig. 2.25. Miezul compact trifazat cu cinci coloane situate în acelaşi plan:

a — circuitul magnetic; *b* — schema electrică echivalentă a circuitului magnetic.



brat, atunci sistemul de fluxuri în coloanele magnetice este de asemenea simetric şi echilibrat, adică:

$$\underline{\Phi}_A + \underline{\Phi}_B + \underline{\Phi}_C = 0. \tag{2.96}$$

Tensiunile magnetomotoare se pot scrie, făcînd abstracţie de nelinearitatea circuitului magnetic şi considerînd că punctele M şi N din schema electrică echivalentă au acelaşi potenţial, sub forma:

$$\underline{F}_A = (R_c + R_j)\underline{\Phi}_A; \ \underline{F}_B = R_c\underline{\Phi}_B \text{ şi } \underline{F}_C = (R_c + R_j)\underline{\Phi}_C, \tag{2.97}$$

care arată că ele nu sînt egale şi nu formează un sistem trifazat simetric şi echilibrat.

Pentru micşorarea nesimetriei magnetice la aceste transformatoare, cunoscute şi sub denumirea de *transformatoare cu flux forţat*, se micşorează reluctanţa jugului în raport cu cea a coloanei, mărind secţiunea transversală a acestuia cu $10 \div 15\%$ faţă de cea a coloanei. * Acest lucru conduce însă la o înălţare a miezului magnetic şi a transformatorului în general, precum şi la o creştere a costului.

Un alt tip constructiv de transformator trifazat cu miez compact utilizat în reţelele electrice este *cel cu cinci coloane* situate în acelaşi plan, prezentat în figura 2.25, *a* la care fluxul magnetic se închide prin juguri şi prin coloanele extreme, pe care nu sînt dispuse înfăşurările. Aceste transformatoare cunoscute şi sub denumirea *de transformatoare cu flux liber*, prezintă avantajul că fluxurile jugurilor sînt aproximativ egale, avînd valoarea cu $\sqrt{3}$ mai mică decît a celor din coloane, ceea ce permite o economie de material şi o reducere a înălţimii miezului magnetic în comparaţie cu cazul transformatorului cu trei coloane cu flux forţat.

* În realitate, ţinînd seama că, de obicei, secţiunea coloanei este aleasă astfel încît aceasta funcţionează cu oarecare saturaţie magnetică, creşterea cu $10 \div 15\%$ a secţiunii transversale a jugului, conduce la o micşorare cu $20 \div 25\%$ a reluctanţei acestuia, în raport cu cea corespunzătoare cazului cînd secţiunea jugului ar fi egală cu cea a coloanei.

Totuși, nesimetria magnetică nu este evitată nici în acest caz, fapt care se poate constata cu ajutorul schemei electrice echivalente circuitului magnetic, prezentată în figura 2.25, *b*. Ţinînd seama de condiția (2.96) de simetrie a fluxurilor magnetice ale coloanelor principale și de notațiile din figură se pot scrie următoarele sisteme de ecuații:

$$\underline{\Phi}_A = \underline{\Phi}_a - \underline{\Phi}_b ;\ \underline{\Phi}_B = \underline{\Phi}_b - \underline{\Phi}_c ;\ \underline{\Phi}_C = \underline{\Phi}_c - \underline{\Phi}_a \qquad (2.98)$$

și

$$\underline{F}_A = R_c \underline{\Phi}_A + R_m \underline{\Phi}_a ;\ \underline{F}_B - \underline{F}_A = 2\, R_j \underline{\Phi}_b + R_c (\underline{\Phi}_B - \underline{\Phi}_A);$$

$$\underline{F}_C - \underline{F}_B = 2R_j \underline{\Phi}_c + R_c(\underline{\Phi}_C - \underline{\Phi}_B) ;\ \underline{F}_C = R_c \underline{\Phi}_c - R_m \underline{\Phi}_a \qquad (2.99)$$

Rezolvînd aceste sisteme de ecuații în raport cu $\underline{F}_A$, $\underline{F}_B$ și $\underline{F}_C$ și cu $\underline{\Phi}_a$, $\underline{\Phi}_b$ și $\underline{\Phi}_c$ se determină că:

$$\underline{F}_A = \left(R_c + \frac{2R_j R_m}{2R_j + R_m}\right)\underline{\Phi}_A + \frac{2R_j R_m}{2R_j + R_m} \cdot \frac{\underline{\Phi}_B}{2};$$

$$F_B = (R_c + R_j)\, \underline{\Phi}_B ; \qquad (2.100)$$

$$\underline{F}_C = \left(R_c + \frac{2R_j R_m}{2R_j + R_m}\right)\underline{\Phi}_C - \frac{2R_j R_m}{2R_j + R_m} \cdot \frac{\underline{\Phi}_B}{2}$$

și

$$\underline{\Phi}_a = \frac{4R_j}{R_m + 4R_j} \cdot \frac{\underline{\Phi}_A - \underline{\Phi}_C}{2};$$

$$\underline{\Phi}_b = \frac{\underline{\Phi}_B}{2} - \frac{R_m}{R_m + 4R_j} \cdot \frac{\underline{\Phi}_A - \underline{\Phi}_C}{2}; \qquad (2.101)$$

$$\underline{\Phi}_c = \frac{\underline{\Phi}_B}{2} - \frac{R_m}{R_m + 4R_j} \cdot \frac{\underline{\Phi}_A - \underline{\Phi}_C}{2}.$$

În general, se poate considera că $R_m \approx 4R_j$. În aceste condiții, tensiunile magnetomotoare ale circuitului magnetic și fluxurile magnetice din jugurile transformatorului, se pot pune sub forma:

$$\underline{F}_A \approx R_c\, \Phi_A + \frac{R_m}{3}\left(\underline{\Phi}_A + \frac{\underline{\Phi}_B}{2}\right); \quad \underline{F}_B \approx R_c \underline{\Phi}_B + \frac{R_m}{4} \underline{\Phi}_B;$$

$$\underline{F}_C \approx R_c \underline{\Phi}_C + \frac{R_m}{3}\left(\underline{\Phi}_C - \frac{\underline{\Phi}_B}{2}\right) \qquad (2.102)$$

și

$$\underline{\Phi}_a = \frac{\Delta\underline{\Phi}_{AC}}{4}; \quad \underline{\Phi}_b = \frac{\underline{\Phi}_B}{2} - \frac{\Delta\underline{\Phi}_{AC}}{4}; \quad \underline{\Phi}_c = -\frac{\underline{\Phi}_B}{2} - \frac{\Delta\underline{\Phi}_{AC}}{4}. \qquad (2.103)$$

Din aceste ultime relații se constată nesimetria magnetică a transformatorului (deoarece $\underline{F}_A \neq \underline{F}_B \neq \underline{F}_C$) și a fluxurilor magnetice din juguri. Dacă în diagrama fluxurilor magnetice a transformatorului cu cinci coloane, pre-

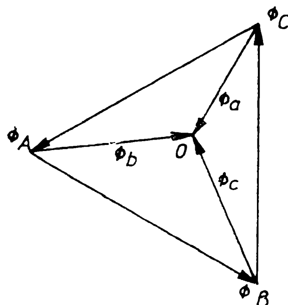
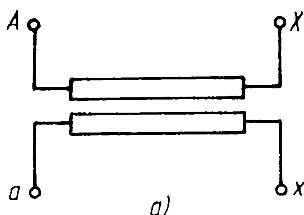


Fig. 2.26. Diagrama fluxurilor magnetice ale transformatorului cu cinci coloane.



b)

Fig. 2.27. Notarea bornelor transformatoarelor:
a — monofazat; *b* — trifazat.

zentată în figura 2.26 se consideră cu aproximație că nodul O se află în centrul de greutate al triunghiului echilateral al fluxurilor coloanelor, atunci $\underline{\Phi}_a = \underline{\Phi}_b = \underline{\Phi}_c = \underline{\Phi}_A/\sqrt{3}$, adică secțiunea jugurilor și a coloanelor extreme se poate lua de $\sqrt{3}$ ori mai mică decît a coloanelor principale.

2.2.6. ELEMENTE TEHNICE ȘI DE EXPLOATARE A TRANSFORMATOARELOR ELECTRICE

Alegerea și exploatarea în bune condiții a transformatoarelor electrice necesită cunoașterea anumitor elemente practice, care se referă la modul de notare a bornelor înfășurărilor, la conexiunile înfășurărilor, la grupele de conexiuni, precum și la modul de exploatare și domeniul de utilizare a transformatoarelor în rețelele electrice.

a. Notarea bornelor și conexiunile înfășurărilor transformatoarelor trifazate.

Conform STAS, bornele transformatoarelor monofazate și a celor trifazate se notează ca în figura 2.27. Începuturile și sfîrșiturile înfășurărilor de înaltă tensiune se notează cu literele A, B și C și respectiv X, Y, Z. Marcarea bornelor înfășurărilor de joasă tensiune se face cu litere mici și anume cu a, b, c pentru începuturi și cu x, y, z pentru sfîrșituri. În cazul transformatoarelor cu trei înfășurări, începuturile înfășurărilor de medie tensiune se notează cu literele A_m, B_m, C_m, iar sfîrșiturile cu X_m, Y_m, Z_m. Literele N, N_m și n marchează borna de nul la care se poate lega neutrul înfășurărilor de înaltă, medie și joasă tensiune. Aceste notații sînt făcute pe capacul cuvei transformatoarelor unde sînt scoase bornele înfășurărilor a căror dispunere este arătată în figura 2.28. Regula de dispunere a bornelor este următoarea: privind transformatorul dinspre partea de înaltă tensiune, bornele se succed de la stînga la dreapta în ordinea $A - X$, $A_m - X_m$ și $a - x$, pentru transformatoarele monofazate și în ordinea $N—A—B—C$, $N_m - A_m - B_m - C_m$, $n—a—b—c$, pentru transformatoarele trifazate. Cunoașterea acestor notații are mare importanță pentru conectarea corectă a mai multor transformatoare în paralel.

Conexiunile transformatoarelor trifazate indică modul în care trebuie sau sînt conectate fazele înfășurărilor. Ele pot fi stea, triunghi și zigzag, pentru care se acceptă convențional simbolurile Y, D și z. Conexiunea înfășurării

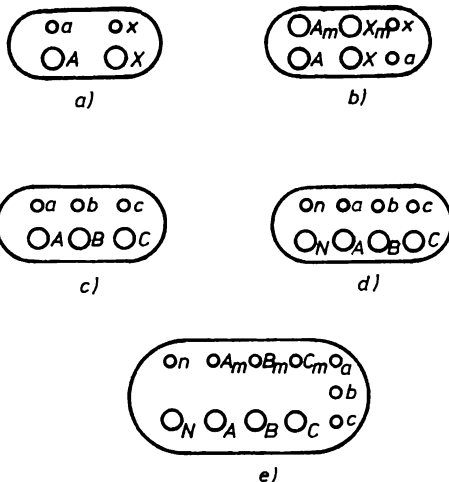


Fig. 2.28. Dispunerea bornelor pe capacul cuvei transformatoarelor.

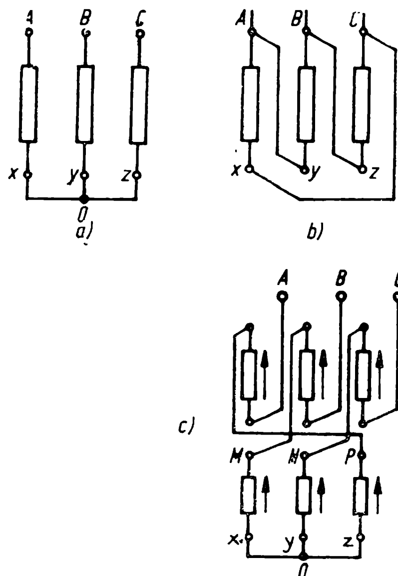


Fig. 2.29. Conexiunile înfăşurărilor transformatorului trifazat:
a — stea; *b* — triunghi; *c* — zigzag.

de înaltă tensiune se notează cu literă mare, iar cea a înfăşurării de joasă tensiune cu literă mică. În cazul transformatorului cu trei tensiuni, conexiunea înfăşurării de medie tensiune se notează de asemenea cu literă mică.

Dacă o înfăşurare are punctul neutru scos (accesibil) la borna de nul, la simbolul de conexiuni se adaugă litera *O* pentru înaltă tensiune şi *o* pentru joasă tensiune. Astfel simbolul Y_0d trebuie citit astfel: înfăşurarea de înaltă tensiune este conectată în stea, avînd punctul neutru accesibil, iar înfăşurarea de joasă tensiune este conectată în triunghi.

Conexiunea în stea este arătată în figura 2.29, *a*, cea în triunghi în figura 2.29, *b* şi cea zigzag, în figura 2.29, *c*. Primele două conexiuni sînt cunoscute din electrotehnică. Cea de-a treia conexiune constituie un mod special de legare a înfăşurărilor, întîlnită numai la transformatoare, în care fiecare înfăşurare de fază este divizată în două jumătăţi, aşezate pe coloane diferite şi legate în serie în sens invers; ansamblul celor trei înfăşurări se grupează apoi în stea. Conform diagramei fazoriale prezentată în figura 2.30, tensiunea pe fază în cazul divizării înfăşurărilor este dată de relaţia:

$$U_{0Z} = \frac{2U_{0Y}}{2} \cos 30° = \frac{\sqrt{3}}{2} U_{0Y}, \quad (2.104)$$

adică reprezintă numai $\frac{\sqrt{3}}{2}$ din tensiunea pe fază a conexiunii stea.

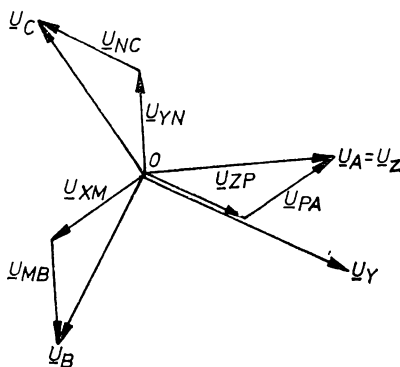


Fig. 2.30. Diagrama fazorială a conexiunii zigzag prezentată în figura 2.28,*c*.

Conexiunea zigzag se întrebuințează numai în secundarul transformatoarelor coborîtoare de tensiune, în care fazele înfășurării primare de tensiune înaltă sînt conectate, de obicei, în stea, realizîndu-se deci transformatoare *Yz* în locul celor *Dy*, cu care, dealtfel pot funcționa în paralel. O astfel de înlocuire prezintă avantajul că înfășurarea primară de înaltă tensiune are o tensiune cu $\sqrt{3}$ ori mai mică și necesită o izolație mai ușoară, realizînd în același timp o oarecare economie în dimensiunile fierului și în costul izolației. Acest avantaj este însă, în parte, anihilat de cantitatea de cupru întrebuințată pentru realizarea înfășurării care este de $\frac{2}{\sqrt{3}} = 1{,}15$ ori mai mare decît în cazul legăturii stea. Din această cauză, astfel de transformatoare sînt întrebuințate numai ca transformatoare coborîtoare pentru puteri mici (pînă la 100 kVA), în distribuția energiei electrice cu fir neutru și sarcini dezechilibrate (mai ales pentru iluminat).

b. **Grupele de conexiuni ale transformatoarelor trifazate**

Grupele de conexiuni ale transformatoarelor trifazate indică, pe lîngă modul de conectare a fazelor a două înfășurări și defazajul dintre tensiunile primară și secundară ale bornelor omoloage. Acest defazaj este reprezentat printr-un indice numeric, care arată cu ce multiplu de 30° este defazat în urmă fazorul de tensiune joasă (rotație antiorară a fazelor), față de fazorul de tensiune înaltă al bornei de același nume (omoloage).

Ținînd seama că legăturile înfășurărilor trifazate se pot face în triunghi, în stea sau în zigzag, rezultă că combinațiile care se pot realiza cu aceste conexiuni sînt în număr de șase, așa cum se indică în figura 2.31.

Dacă însă se schimbă între ele, două cîte două, capetele fiecărei faze, fie în primar, fie în secundar, ceea ce echivalează cu a spune că bobinajul în secundar este invers față de cel din primar, atunci se inversează prin aceasta sensul fazelor într-una din înfășurări și se obține deci o altă grupă de legături, care se zice că este *răsturnata celeilalte*. În consecință se pot forma 12 combinații, aranjate în patru grupe principale cu cîte trei clase fiecare, așa cum se arată în tabela dată în figura 2.32. În primele trei coloane sînt indicate diferitele moduri de notație a grupelor de conexiuni, în prima coloană fiind înscrisă notația din STAS.

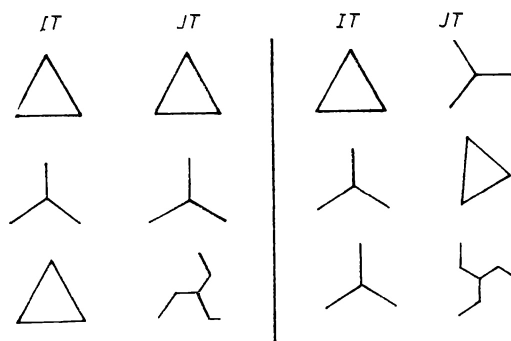


Fig. 2.31. Grupele de conexiuni ale transformatorului trifazat.

CLASA		Tens. înaltă	Tens. joasă	Tens. înaltă	Tens. joasă
	GRUPA A				
Dd-12	Δ/Δ - 12 A_1				
Yy-12	Y/Y - 12 A_2				
Dz-12	Δ/z - 12 A_3				
	GRUPA B				
Dd-6	Δ/Δ - 6 B_1				
Yy-6	Y/Y - 6 B_2				
Dz-6	Δ/z - 6 B_3				
	GRUPA C				
Dy-5	Δ/Y - 5 C_1				
Yd-5	Y/Δ - 5 C_2				
Yz-5	Y/z - 5 C_3				
	GRUPA D				
Dy-11	Δ/Y - 11 D_1				
Yd-11	Y/Δ - 11 D_2				
Yz-11	Y/z - 11 D_3				

Fig. 2.32. Grupele, clasele şi schemele diferitelor conexiuni.

În construcţia diagramelor fazoriale din figura 2.32, tensiunile compuse sînt reprezentate în toate cazurile prin triunghiurile echilaterale $A\ B\ C$, în care vîrfurile A, B, C se succed în sensul pozitiv, orar, vîrful A fiind situat în colţul stîng de jos. În acest mod, poziţia bornelor a, b, c ale secundarului rezultă imediat. Dacă înfăşurarea este conectată în triunghi, atunci laturile triunghiului ABC, care reprezintă tensiunile compuse, reprezintă în acelaşi timp şi tensiunile de fază ale înfăşurării. Dacă înfăşurarea este în stea, între tensiunile de fază sau cele compuse există un defazaj de 30°. Unghiul de 30° este luat ca unitate şi în conformitate cu aceasta s-a elaborat metoda de notare numerică a grupelor de conexiuni ale înfăşurărilor transformatoarelor.

Indicarea pe plăcuţa transformatorului a grupei de conexiuni căreia îi aparţine transformatorul este foarte importantă, deoarece, prin aceasta, este determinat unghiul de defazaj dintre tensiunile compuse omoloage, adică dintre tensiunile la bornele de înaltă şi joasă tensiune. Acest unghi este determinat de *sensul de bobinare a înfăşurărilor*, *de felul de notare a bornelor înfăşurărilor* şi de *felul de conectare a înfăşurărilor transformatoarelor trifazate.*

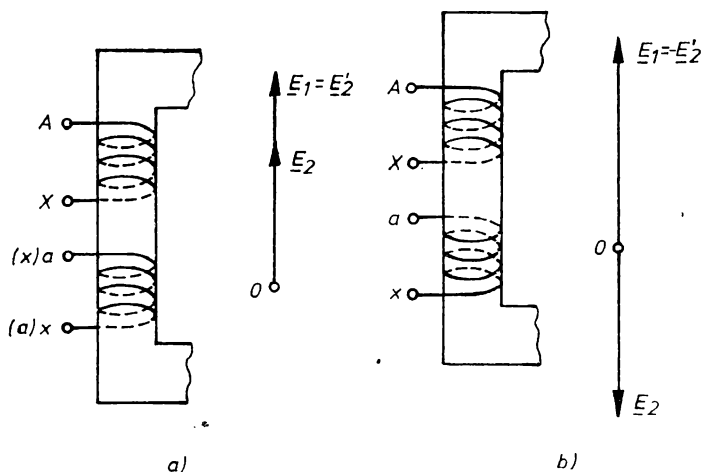


Fig. 2.33. Defazajul tensiunilor electromotoare induse în raport cu sensul de bobinare și modul de notare a bornelor:

a — același sens de bobinare; *b* — sensuri de bobinare inversă.

Dacă se consideră, de exemplu, transformatorul monofazat, se constată că la notarea bornelor ca în figura 2.33, *a*, ambele înfășurări sînt bobinate în același sens, bornele de sus fiind începuturile, notate cu literele *A* și *a*, iar bornele de jos sfîrșiturile, notate cu *X* și *x*. Tensiunile electromotoare induse au în orice moment același sens la bornele înfășurărilor, acestea fiind dispuse pe aceeași coloană și străbătute de același flux magnetic. Dacă însă înfășurările primară și secundară se bobinează în sensuri diferite ca în figura 2.33, *b*, însă notarea bornelor rămîne aceeași din figura 2.33, *a*, atunci tensiunile electromotoare $\underline{E}_1$ și $\underline{E}_2'$, față de bornele înfășurărilor sînt în opoziție de fază.

Același rezultat se obține dacă se păstrează același sens de bobinare din figura 2.33, *a*, însă notarea bornelor înfășurării secundare corespunde literelor din paranteze.

Considerînd fazorul tensiunii electromotoare primare $\underline{E}_1$ dat, se poate spune că tensiunea electromotoare secundară $\underline{E}_2'$ (raportată la primar) a transformatorului monofazat coincide cu $\underline{E}_1$ ca fază, adică $\alpha = 0°$, sau se află în opoziție de fază cu aceasta, adică $\alpha = 180°$. În loc de a exprima unghiul de defazaj dintre tensiunea la borna primară și secundară, în grade, se ia ca unitate de defazaj unghiul de 30°, pe care îl fac între ele cifrele celor 12 ore de pe cadranul unui ceasornic. În aceste condiții, grupa de conexiuni a transformatorului se va determina, în primul caz prin cifra 12 *, fiindcă $12 \times 30° = 360°$, iar în al doilea caz prin cifra 6, fiindcă $6 \times 30° = 180°$. Aceeași metodă se poate aplica la transformatoarele trifazate. Pentru conexiunea *Yy*, de exemplu, prezentată împreună cu diagrama fazorială a tensiunilor în figura 2.34, se constată că tensiunile secundare corespunzătoare înfășurărilor *ax*, *by* și *cz* sînt în fază cu tensiunile primare ale înfășurărilor *AX*, *BY* și *CZ*. Acest lucru este determinat de faptul că înfășurările, primară și secundară, situate pe aceeași coloană, funcționează la fel ca la un transformator monofazat. În consecință, pentru același sens de bobinare, tensiunile secundare $\underline{U}_{ax}$, $\underline{U}_{by}$ și $\underline{U}_{cz}$ sînt în fază cu tensiunile primare $\underline{U}_{AX}$, $\underline{U}_{BY}$

* Uneori, în locul cifrei 12 se notează grupa de conexiuni cu zero. Este mai indicată prima notație, deoarece cifra zero nu există pe cadranul ceasornicului.

și $\underline{U}_{cz}$. Într-adevăr, urmărind pe figură defazajul dintre două tensiuni între fazele omoloage $\underline{U}_{AB}$ și $\underline{U}_{ab}$, se constată că acesta este nul. În aceste condiții, transformatorul *Yy* aparține grupei 12 și va fi notat cu simbolul *Yy*-12. În același mod se arată că conexiunile *Dd* și *Dz* nu introduc defazaje între tensiunile omoloage de linie, și ca urmare, aparțin grupei 12, fiind notate prin simbolurile *Dd* — 12 și *Dz* — 12.

Aceste trei clase caracterizate prin defazajul 12 constituie grupa cu defazajul 12, numită și grupa *A*, așa cum se arată în tabela din figura 2.32.

Dacă în grupa *Yy* — 12 se schimbă între ele două cîte două capetele fiecărei faze în înfășurarea de înaltă sau în cea de joasă tensiune, sau dacă se schimbă într-una din cele două înfășurări sensul de bobinare, se obține grupa cu defazajul 6, prezentată în figura 2.35. Din diagrama fazorială se observă că defazajul dintre tensiunile $\underline{U}_{ab}$ și $\underline{U}_{AB}$ ale fazelor omoloage este de 180°, adică transformatorul aparține grupei *Yy*-6. Același defazaj se constată și pentru transformatoarele *Dd*-6 și *Dz*-6 din figura 2.32. Ele formează grupa 6, numită uneori și grupa *B*, care este răsturnata grupei 12 sau a grupei *A*.

Pentru transformatorul trifazat cu conexiunea *Yd* prezentat în figura 2.36 se constată că grupa de conexiuni este 11, defazajul dintre două tensiuni între faze omoloage, de exemplu $\underline{U}_{AB}$ și $\underline{U}_{ab}$, fiind de 330°, în sensul acelor de ceasornic.

Într-adevăr, înfășurările primară și secundară de pe fiecare coloană funcționează ca la un transformator monofazat. În con-

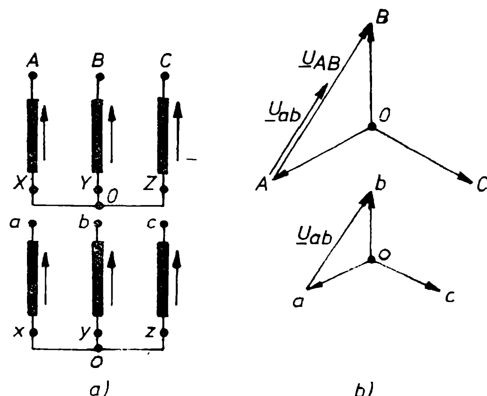


Fig. 2.34. Stabilirea grupei de conexiuni a transformatorului trifazat *Yy*-12.

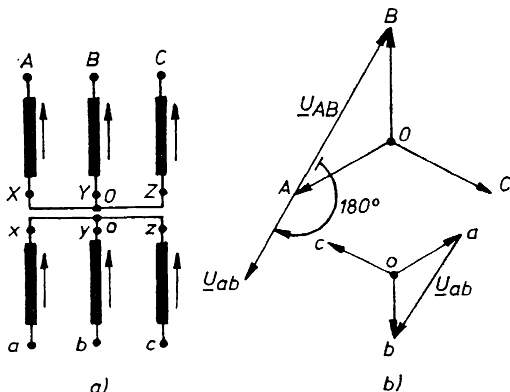


Fig. 2.35. Stabilirea grupei de conexiuni a transformatorului trifazat *Yy*-6 (răsturnata grupei *Yy*-12).

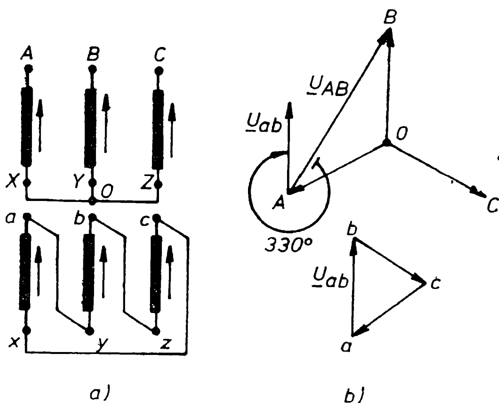


Fig. 2.36. Stabilirea grupei de conexiuni a transformatorului trifazat *Yd*-11.

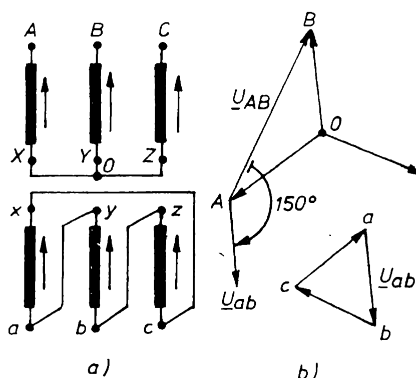


Fig. 2.37 Stabilirea grupei de conexiuni a transformatorului *Yd*-5.

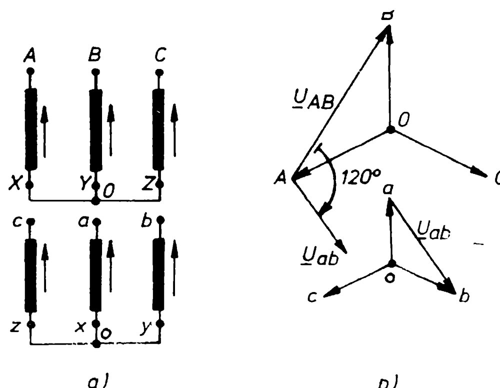


Fig. 2.38. Stabilirea grupei de conexiuni a transformatorului *Yy*-4.

secință pentru același sens de bobinare, tensiunea $\underline{U}_{ax}$ este în fază cu $\underline{U}_{AX}$. Însă $\underline{U}_{ax} = \underline{U}_{ac}$ și, ca urmare, $\underline{U}_{ac}$ este în fază cu $\underline{U}_{AX}$. Analog, se poate stabili că $\underline{U}_{ba}$ este în fază cu $\underline{U}_{BY}$ și $\underline{U}_{cb}$ cu $\underline{U}_{CZ}$. Efectuînd translația triunghiului de fazori *abc*, astfel încît vîrful *a* să coincidă cu punctul *A*, se constată că transformatorul este *Yd*-11. În mod analog se demonstrează defazajul de 330° pentru clasele *Dy*-11 și *Yz*-11 din tabela dată în figura 2.32. Aceste trei clase, caracterizate prin defazajul 11 constituie grupa 11, numită uneori și grupa *D*.

În cazul cînd în grupa *Yy*-11 se inversează între ele două cîte două borne ale fiecărei faze în înfășurarea de înaltă sau în cea de joasă tensiune, sau se schimbă într-una din cele două înfășurări sensul de bobinare, se obține grupa răsturnată *Yd*-5, dată în figura 2.37 și în mod analog *Yy*-5 și *Yz*-5 din figura 2.32. Ele constituie grupa 5 sau grupa *C* și reprezintă răsturnata grupei 11 sau a grupei *D*.

Grupele de conexiuni *A*(12); *B*(6); *C*(5) și *D*(11) se consideră ca grupe principale, fiind stabilite în ipoteza că în grupele directe *A* și *D* există aceeași succesiune a bornelor *A*, *B*, *C* și *a*, *b*, *c* începînd cu *A* de la stînga.

Dacă însă se rotesc bornele *a*, *b*, *c* cu 120° față de bornele *A*, *B*, *C* ca în figura 2.38, atunci se obține din grupa *Yy*-12, grupa *Yy*-4 și, respectiv *Dd*-4 și *Dz*-4, care constituie tot o grupă *A*, cu trei clase, dar cu defazaj 4.

Aceste transformatoare a căror grupă de conexiune a fost obținută prin permutarea circulară a notațiilor bornelor unei înfășurări, pot funcționa în paralel între ele prin legarea bornelor omoloage, dar nu mai pot merge în paralel prin legarea acelorași borne omoloage cu transformatoare din grupa *A* cu defazajul 12.

De asemenea, rotind bornele *a*, *b*, *c* cu 240° față de *A*, *B*, *C* se obține grupa de conexiune *Yy*-8 dată în figura 2.39 și respectiv *Dd*-8 și *Dz*-8, care constituie tot o grupă *A*, însă cu defazaj 8. În mod analog se poate proceda și cu celelalte trei grupe *B*, *C*, *D*, obținîndu-se în final din cele 4 grupe principale de conexiuni cu defazajele 12, 6, 11 și 5 aceste două perechi de cîte 4 grupe (în total 12 grupe) cu defazajele rotite cu 120° și respectiv 240°.

c. **Condiții de funcționare în paralel și exploatarea corectă a transformatoarelor**

Funcționarea în paralel a transformatoarelor impune îndeplinirea următoarelor condiții:

— grupe de conexiuni cu același indice numeric;

— rapoarte de transformare, pe cît posibil egale, cu abateri de $\pm$ (0,5$\div$1) %, ceea ce impune ca tensiunile primare, secundare și eventual terțiare să fie egale;

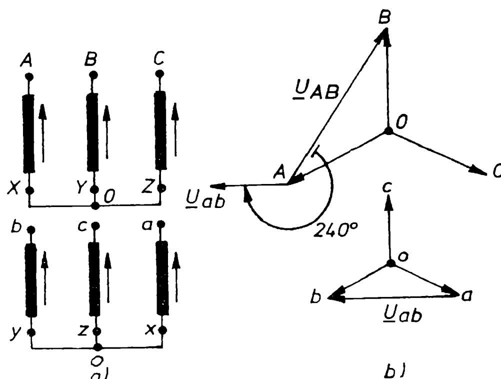


Fig. 2.39. Stabilirea grupei de conexiuni a transformatorului *Yy*-8.

— tensiuni de scurtcircuit diferite cu maximum $\pm$ 10 % față de valoarea medie, la toate unitățile ce trebuie să funcționeze în paralel;

— raportul puterilor nominale să fie sub 3:1.

Dacă funcționarea în paralel nu se realizează pe bare colectoare ci numai prin impedanțe de interconectare într-o rețea, atunci se admit abateri mai mari decît cele indicate mai sus.

Neîndeplinirea primelor două condiții are drept consecință o încărcare inegală, neproporțională cu puterile nominale ale transformatoarelor. Acest lucru se datorează unui curent de circulație între transformatoare, care se poate elimina prin comutarea corespunzătoare a prizelor, adică prin modificarea, în limite restrînse, a rapoartelor de transformare.

Exploatarea corectă a transformatoarelor presupune urmărirea îndeplinirii anumitor condiții, dintre care se amintesc cele mai importante: *încărcarea lui în regim optim de funcționare, respectarea capacității de supraîncărcare,* în mod temporar sau permanent și *verificarea nivelului de zgomot.*

Prima condiție va fi expusă în cadrul capitolului 6 de pierderi de energie electrică.

Capacitatea de supraîncărcare a unui transformator se definește în funcție de sarcina lui inițială, fiind indicată în standarde și normative; ea depinde de temperaturile agenților de răcire și de valorile maxime admisibile ale temperaturilor înfășurărilor, care sînt condiționate de clasa materialului de izolație.

În tabela 2.5 se indică, pentru transformatoare în ulei, cu materiale de izolație de clasă *A*, capacitatea și durata de supraîncărcare. Temperaturile medii ale înfășurărilor nu depășesc 105°C, dacă temperatura medie a agentului de răcire în perioada respectivă este de 25°C. În cazul cînd transformatoarele cu răcire de tip *S* (răcire forțată cu aer) funcționează fără ventilatoare, suprasolicitările și sarcinile permanente anterioare trebuie raportate la 60 % din puterea nominală.

În tabela 2.6 se dau supraîncărcările transformatoarelor de tip uscat cu materiale izolante de clasă *A* în raport cu sarcina anterioară, în ipoteza că înfășurările sînt în contact direct cu aerul. Condițiile care se aplică agentului de răcire și temperatura medie a înfășurărilor sînt cele indicate în tabela 2.5

Tabela 2.5

Durata și valoarea supraîncărcărilor transformatoarelor în ulei

Sarcina de durată anterioară, în % din puterea nominală	Temperatura uleiului la începutul supraîncărcării în °C, pentru sistemul de răcire*					Durata supraîncărcării pentru o suprasarcină, în % din puterea nominală				
	L	*S*	*FL*	*FS*	*FA*	10%	20%	30%	40%	50%
						h	h	min	min	min
50	55		49			3	1,5	60	30	15
75	68		60			2	1,0	30	15	8
90	78		68			1	0,5	15	8	4

* *L* — răcire naturală în aer; *S* — răcire forțată în aer; *FL* — răcire naturală și circulație de ulei; *FS* — răcire forțată în aer și circulație de ulei; *FA* — răcire cu apă și circulație de ulei.

Tabela 2.6

Durata de supraîncărcare a transformatoarelor uscate

Sarcina de durată anterioară, în % din puterea nominală	Durata de supraîncărcare pentru o sarcină, în % din puterea nominală				
	10%	20%	30%	40%	50%
	min	min	min	min	min
50	60	30	20	15	12
75	55	23	15	11	9
90	45	16	10	7	5

În cazul cînd temperatura aerului diferă de valorile standardizate, folosite ca bază pentru dimensionarea înfășurărilor, transformatoarele în ulei cu răcire cu aer, pot fi supuse la încărcările permanente indicate în tabela 2.7.

Tabela 2.7

Sarcini permanente admisibile pentru transformatoare în ulei cu răcire cu aer, la temperaturile diferite de valorile standard

Diferența temperaturilor aerului, față de valorile standardizate		−20°C	−10°C	0°C	+10°C	+20°C
Încărcarea permanentă, în % din puterea nominală, în cazul modului de răcire:	*L*	121	111	100	91	81
	S	115	109	100	92	83
	FS	115	107	100	92	84

Zgomotul transformatoarelor este determinat, în principal, de fenomenul de magnetostricțiune a miezului magnetic, care are drept consecință vibrația tolelor. În regim normal de funcționare a transformatorului zgomotul are o intensitate redusă (reprezintă un zbîrnîit) și o frecvență de două ori mai mare decît cea a curentului alternativ, deoarece tolele se atrag sau se resping

la trecerea curentului prin valorile maxime — pozitive şi negative. Dacă zgomotul caracteristic al transformatorului întrece intensitatea admisibilă, înseamnă că tolele şi bobinele sînt prost plasate sau slăbite, transformatorul este supraîncărcat sau fazele sînt dezechilibrate.

Nivelul zgomotelor admisibile variază cu puterea şi tipul constructiv al transformatoarelor. Astfel, pentru transformatoare în ulei cu puteri nominale cuprinse în limitele de 50÷1 600 kVA, nivelul zgomotelor măsurate la distanţa de 1 m, variază între 45 şi 56 dB(A) şi între 54 şi 64 dB(A), pentru transformatoare uscate *. Pentru transformatoare mai mari, în ulei, cu puteri nominale de 2÷40 MVA, nivelul zgomotelor variază în limitele de 52 şi 70 dB(A).

Se menţionează că în domeniul valorilor normale de flux magnetic, nivelele de zgomot se pot reduce tehnologic cu circa 10 dB, prin izolare sau prin dispoziţii constructive la locurile de instalare. La creşteri ale fluxului magnetic, nivelul zgomotului se amplifică. De exemplu, pentru o creştere de 10% a fluxului, nivelul zgomotului creşte cu 2 ÷ 3 dB.

2.2.7. DOMENIILE DE UTILIZARE ÎN REŢELELE ELECTRICE ALE DIFERITELOR CONEXIUNI ALE TRANSFORMATOARELOR

Conexiunile Yy_0-12, Dy_0-11, Yz_0-11 şi Yz_0-5 se utilizează la transformatoarele coborîtoare de tensiune din reţelele de utilizare, care au caracter mixt de iluminat şi forţă. Conexiunea Yy-12 poate fi utilizată şi la transformatoare urcătoare, în care caz neutrul înfăşurării de înaltă tensiune poate fi scos la borna de nul.

Transformatoarele cu înfăşurarea secundară în zigzag Yz_0-11 şi Yz_0-5 se întrebuinţează numai pentru puteri mici, sub 100 kVA. Ele nu mai sînt admise să funcţioneze în ţara noastră, decît în situaţii izolate.

Curenţii prea mari îngrădesc puterile limită ale transformatoarelor cu conexiunile Yy_0-12, Dy_0-11 şi Dy_0-5, aşa cum se arată în tabela 2.8. Cînd

Tabela 2.8

Domeniile de utilizare ale diferitelor conexiuni

Grupa de conexiuni	Tensiunea înfăşurărilor		Puterea nominală a transformatorului, în kVA
	de tensiune înaltă, în kV	de tensiune joasă, în V	
Yy_0-12	pînă la 35 (inclusiv)	220	pînă la 360 (inclusiv)
Dy_0-5	pînă la 35 (inclusiv)	380	pînă la 1800 (inclusiv)
Dy_0-11			
Yd-11	pînă la 35 (inclusiv)	$\geqslant$ 500	pînă la 1800 (inclusiv)
Y_0d-11	$\geqslant$ 110	3000 (6000)	$\geqslant$ 3200

* Cifrele extreme la nivelul de zgomot la transformatoarele uscate corespund unor puteri nominale cuprinse în limitele de 50 şi 630 kVA.

sarcina nu este simetrică curentul din conductorul neutru nu trebuie să depășească 25% din curentul nominal, dacă transformatorul este utilizat pentru rețele de utilizare mixtă. Pentru conexiunea Dy_0-11 utilizată pentru transformatoarele destinate iluminatului, conductorul neutru se poate încărca 100%.

Cînd tensiunea înfășurării secundare este mai mare decît 380 V se utilizează conexiunea Yd-11. Aceste transformatoare ridicătoare sînt destinate pentru centrale și stații electrice.

Conexiunea Y_0d-11 se întrebuințează mai ales la liniile de transport de înaltă tensiune, permițînd punerea la pămînt pe partea tensiunii înalte.

Capitolul 3

CALCULUL LINIILOR DE TRANSPORT DE ENERGIE ELECTRICĂ

Liniile de transport de energie fac parte din categoria liniilor electrice lungi, cu ajutorul cărora se transportă la distanțe mari energia electrică, de la un nod al sistemului pînă la un centru sau o zonă de consum. De asemenea, ele pot constitui linii de legătură sau de interconexiune între două sisteme sau între două zone ale aceluiași sistem electric.

În regim normal de funcționare aceste linii trifazate pot fi considerate simetrice, adică fazele sînt egal încărcate și cu aceleași constante fizice, iar tensiunile de alimentare sînt egale în modul și defazate la 120°. În aceste condiții este suficient să se studieze funcționarea unei singure faze, cu ajutorul unei scheme bifilare, în care conductorul de ducere reprezintă una din faze, iar conductorul de întoarcere reprezintă un conductor neutru, situat în centrul geometric al sistemului trifazat de conductoare. Deoarece conductorul neutru este fictiv, fără impedanță, iar suma curenților de întoarcere prin el este nulă, el poate fi înlocuit printr-o linie geometrică.

Tensiunea care intervine în linia bifilară considerată este $\frac{U}{\sqrt{3}}$ în cazul unei linii trifazate și $\frac{U}{2}$ în cazul unei linii monofazate, U fiind tensiunea de linie, care reprezintă în același timp și tensiunea ei nominală.

3.1. ECUAȚIILE DE FUNCȚIONARE ALE LINIILOR ELECTRICE LUNGI

Studierea unei linii electrice lungi, presupusă omogenă, se face ținînd seama că aceasta posedă, simultan, *o rezistență*, o *inductanță*, o *capacitate* și o *conductanță* uniform repartizate de-a lungul ei. O tratare simplificată, care conduce la rezultate practic satisfăcătoare, constă în considerarea unui regim cvasistaționar pentru porțiuni elementare de linie. La un element de linie bifilară, această aproximație se aplică atribuind fiecărei porțiuni elementare $\mathrm{d}x$, mărginită de două linii ale tensiunilor la borne, ca în figura 3.1, *a*, o rezistență $\mathrm{d}R_x = R_0\mathrm{d}x$, o inductanță $\mathrm{d}L_x = L_0\,\mathrm{d}x$, o capacitate $\mathrm{d}C_x = C_0\,\mathrm{d}x$ și o conductanță laterală $\mathrm{d}G_x = G_0\,\mathrm{d}x$, în care R_0, L_0, C_0 și G_0 reprezintă constantele lineice ale liniei. În acest fel, fiecărei porțiuni elementare de linie i se poate substitui un circuit echivalent cu constante concentrate ca în

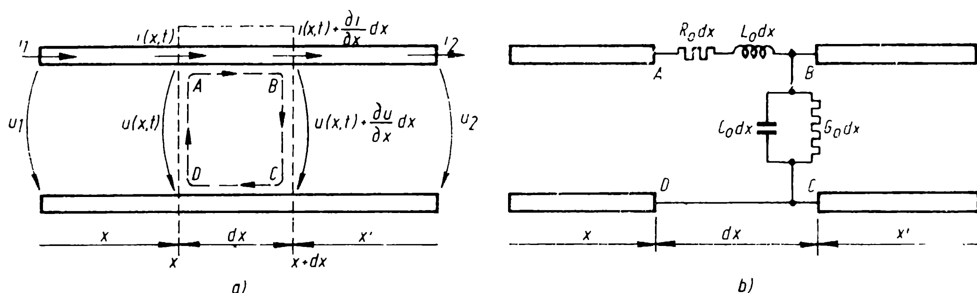


Fig. 3.1. Porţiune de linie elementară de lungime dx reprezentată printr-un circuit cu constante concentrate.

figura 3.1, *b*, linia putînd fi considerată ca o succesiune de astfel de porţiuni, corespunzătoare unui număr infinit de circuite echivalente elementare conectate în lanţ.

Ecuaţiile de funcţionare a liniilor, cunoscute şi sub denumirea de *ecuaţiile telegrafiştilor*, se obţin determinînd variaţia de tensiune şi de curent în elementul dx din figura 3.1, *a*, cu ajutorul legilor fundamentale din electrotehnică.

Trebuie avut în vedere că tensiunea şi curentul sînt funcţie de două variabile independente şi anume de timpul t şi de distanţa x măsurată în raport cu capătul de intrare în linie. Dacă $\mathrm{u}(x, t)$ şi $\mathrm{i}(x, t)$ reprezintă valorile instantanee ale celor două mărimi, atunci, în acelaşi moment, pentru tensiunea între punctele B şi C şi curentul în punctul B, se obţin valorile $\left(\mathrm{u}(x, t) + \frac{\partial u}{\partial x}\mathrm{d}x\right)$ şi $\left(\mathrm{i}(x, t) + \frac{\partial i}{\partial x}\mathrm{d}x\right)$.

Variaţia $\frac{\partial u}{\partial x}$ a tensiunii de-a lungul elementului dx se determină cu ajutorul *legii inducţiei electromagnetice* aplicată pentru curba închisă reprezentată în figura 3.1, *a*:

$$\oint_\Gamma E\,\mathrm{d}r = -\frac{\partial}{\partial t}\int_S B\mathrm{d}A. \tag{3.1}$$

Integrala de linie din partea stîngă a ecuaţiei (3.1) reprezintă căderea de tensiune în rezistenţă şi exprimă aplicarea teoremei a doua a lui Kirchhoff, adică:

$$\oint_\Gamma E\,\mathrm{d}r = R_0\, i\mathrm{d}x + \mathrm{u}(x, t) + \frac{\partial u}{\partial x}\mathrm{d}x - \mathrm{u}(x, t) = R_0 i\,\mathrm{d}x + \frac{\partial u}{\partial x}\,\mathrm{d}x. \tag{3.2}$$

Integrala de suprafaţă din partea dreaptă a ecuaţiei (3.1) reprezintă variaţia fluxului magnetic prin suprafaţa S mărginită de curba $ABCD$, avînd valoarea:

$$\int_S B\mathrm{d}A = \frac{\partial \Phi}{\partial t} = L_0\,\mathrm{d}x\,\frac{\partial i}{\partial t}\,. \tag{3.3*}$$

* Această ecuaţie este aproximativă, deoarece inductanţa L_0 este definită pentru un acelaşi curent în lungul conductoarelor. La variaţii sinusoidale ale mărimilor aproximaţia este permisă, ţinînd seama că pentru distanţe foarte mici între conductoare în raport cu lungimea de undă, cîmpul magnetic este determinat doar de intensitatea aproximativ constantă a curentului din lungul porţiunilor adiacente ale conductoarelor ce aparţin curbei $ABCD$.

Ținînd seama de ecuațiile (3.1), (3.2) și (3.3) rezultă prima ecuație a liniilor lungi:

$$-\frac{\partial u}{\partial x} = R_0 i + L_0 \frac{\partial i}{\partial t}, \tag{3.4}$$

care arată că tensiunea între conductoarele acesteia variază în lungul lor, pe măsură ce rezistența și inductanța produc căderi de tensiune rezistive și inductive.

Variația intensității curentului de-a lungul liniei se obține cu ajutorul *ecuației de continuitate*, care exprimă *legea de conservare a sarcinii electrice* în raport cu curentul electric de conducție. Conform acestei legi, dacă $i(x, t)$ reprezintă curentul care intră în conductorul elementar și $i(x, t) + \frac{\partial i}{\partial x}\,dx$, curentul care iese din acesta, atunci diferența dintre aceste două intensități este produsă, pe de-o parte de curentul de pierderi prin conductanța laterală lineică, $G_0\,dx$, determinată de imperfecțiunea izolației și, pe de altă parte, de acumularea de sarcini electrice în capacitatea lineică, $C_0\,dx$.

Curentul de pierderi are o intensitate proporțională cu tensiunea, $G_0\,dx\,u$, iar viteza de acumulare a sarcinilor pe porțiunea dx de linie care corespunde curentului capacitiv, este proporțională cu variația în timp a tensiunii, $C_0\,dx\,\frac{\partial u}{\partial t}\cdot$ Ținînd seama de acești curenți, ecuația de continuitate va avea forma:

$$i(x, t) + \frac{\partial i}{\partial x}\,dx + G_0\,dx \cdot u(x, t) + C_0\,dx\,\frac{\partial u}{\partial t} = i(x, t), \tag{3.5}$$

din care rezultă a doua ecuație a liniilor electrice lungi:

$$-\frac{\partial i}{\partial x} = G_0 \cdot u + C_0 \cdot \frac{\partial u}{\partial t}, \tag{3.6}$$

care arată că curentul variază de-a lungul acesteia datorită imperfecțiunii izolației dintre conductoare și acumulării de sarcini electrice pe acestea.

Aceste interpretări fizice sînt evidente pe schema echivalentă din figura 3.1, *b*, care arată valabilitatea ecuațiilor (3.4) și (3.6). Linia lungă poate fi considerată ca o succesiune de astfel de porțiuni, corespunzătoare unui număr infinit de circuite elementare conectate în lanț.

Dacă se consideră distanța măsurată în raport cu capătul de ieșire al liniei și se mențin sensurile de referință ale tensiunilor și curenților, atunci partea stîngă a ecuațiilor (3.4) și (3.6) își schimbă semnul, obținîndu-se:

$$\begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial x'} &= R_0 \cdot i + L_0 \cdot \frac{\partial i}{\partial t}; \\ \frac{\partial i}{\partial x'} &= G_0 \cdot u + C_0 \cdot \frac{\partial u}{\partial t}. \end{aligned} \tag{3.7}$$

Cele două sisteme de ecuații cu derivate parțiale de ordinul întîi sînt echivalente cu următorul sistem de ecuații de ordinul al doilea, în care s-au separat necunoscutele:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = L_0 C_0 \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + (L_0 G_0 + R_0 G_0) \frac{\partial u}{\partial t} + R_0 G_0 u;$$

$$\frac{\partial^2 i}{\partial x^2} = L_0 C_0 \frac{\partial^2 i}{\partial t^2} + (L_0 G_0 + R_0 C_0) \frac{\partial i}{\partial t} + R_0 G_0 i. \qquad (3.8)$$

În cazul particular al liniei fără pierderi ($R_0 = G_0 \approx 0$) sistemul (3.8) se simplifică și devine:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \approx L_0 C_0 \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \text{ și } \frac{\partial^2 i}{\partial x^2} = L_0\, C_0 \frac{\partial^2 i}{\partial t^2}, \qquad (3.9)$$

care reprezintă ecuații de tip d'Alembert.

Forme simplificate de ecuații a liniilor lungi se pot obține și în alte situații particulare, cum ar fi, de exemplu, în cazul liniilor formate din cabluri subterane, cînd L_0 și G_0 se pot neglija datorită valorilor lor foarte reduse, astfel că se poate scrie:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \approx R_0 C_0 \frac{\partial u}{\partial t} \text{ și } \frac{\partial^2 i}{\partial x^2} \approx R_0 C_0 \frac{\partial i}{\partial t}. \qquad (3.10)$$

Integrarea ecuațiilor liniilor lungi.

1. *Cazul general*

Cele două ecuații cu derivate parțiale de ordinul al doilea din sistemele (3.8), (3.9) sau (3.10) au exact aceeași formă, conținînd fiecare cîte o singură funcție necunoscută. Integrarea lor, în cazul general, presupune cunoașterea condițiilor la limită, adică variația în timp a tensiunilor sau a curenților la intrarea și ieșirea din linie. Soluțiile corespunzătoare au forme mai complicate.

În practică însă, cele mai importante situații corespund unei soluții periodice în spațiu și timp. Din acest motiv se va căuta o soluție complexă de forma:

$$\underline{A} = \underline{A} e^{j\omega t - \gamma x}, \qquad (3.11)$$

pentru care se poate scrie imediat că:

$$\frac{\partial \underline{A}}{\partial t} = j\,\omega\, A; \quad \frac{\partial \underline{A}}{\partial x} = -\underline{\gamma} A; \quad \frac{\partial^2 \underline{A}}{\partial t^2} = -\omega^2 \underline{A} \text{ și } \frac{\partial^2 A}{\partial x^2} = \underline{\gamma}^2 A. \qquad (3.12)$$

Introducînd aceste ultime relații, în prima din ecuațiile sistemului (3.8) de exemplu, se obține o ecuație care exprimă valoarea necunoscutei $\underline{\gamma}$ sub forma:

$$\underline{\gamma} = \pm \sqrt{(R_0 + j\omega L_0)(G_0 + j\omega C_0)} = \pm \sqrt{\underline{Z}_0 \cdot \underline{Y}_0}\,. \qquad (3.13)$$

Această mărime, numită *constantă lineică de propagare* depinde de parametrii lineici ai liniei și de pulsația ω, care exprimă periodicitatea ei în timp. Ea reprezintă o mărime complexă de forma generală:

$$\underline{\gamma} = \alpha + j\,\beta. \qquad (3.14)$$

Partea reală se numește *constantă lineică de atenuare* și este legată de variația amplitudinii de tensiune și de curent, iar partea imaginară se numește *constantă lineică de fază* și exprimă variația fazei tensiunii sau curentului pe unitatea de lungime a liniei sau unghiul dintre fazorii de tensiune, respectiv de curent, ai celor două mărimi, în două puncte situate la distanța de 1 km unul de altul.

Ținînd seama de relația (3.14) în soluția complexă de forma (3.11) se determină că:

$$\underline{A} = A_d \cdot e^{-\alpha x} \cdot e^{j\omega\left(t-\frac{\beta}{\omega}x\right)} + A_i\, e^{\alpha x} \cdot e^{j\omega\left(t+\frac{\beta}{\omega}x\right)}, \qquad (3.15)$$

în care A_d și A_i sînt două constante de integrare care se determină din condițiile la limită ale problemei.

Într-adevăr, particularizînd soluția (3.15) pentru prima ecuație diferențială din sistemul (3.8) se obține:

$$\underline{U}\,(x, t) = U_d \cdot e^{-\alpha x} \cdot e^{j\omega\left(t-\frac{\beta}{\omega}x\right)} + U_i e^{\alpha x} \cdot e^{j\omega\left(t+\frac{\beta}{\omega}x\right)} \qquad (3.16)$$

care pune în evidență faptul că tensiunea pe linie reprezintă, în orice moment și în oricare punct, o sumă de două unde mobile care se deplasează cu aceeași viteză, $v = \frac{\omega}{\beta}$, în sensuri opuse și a căror amplitudine se atenuează cu coeficientul α. Acest lucru se poate arăta scriind că faza tensiunii în momentele t_1 și t_2 și în punctele corespunzătoare x_1 și x_2 este aceeași, adică:

$$\omega\left(t_1 - \frac{\beta}{\omega}\,x_1\right) = \omega\left(t_2 - \frac{\beta}{\omega}\,x_2\right),$$

din care rezultă că:

$$\frac{dx}{dt} = v = \frac{\omega}{\beta}, \qquad (3.17)$$

ceea ce arată că punctele de fază constantă ale undei corespunzătoare, de exemplu, cele de maximum sau de zero, se deplasează în lungul liniei, în sensul pozitiv al axei x, cu aceeași viteză $v = \frac{\omega}{\beta}$.

Pentru cea de-a doua undă, procedîndu-se în mod asemănător se obține că:

$$\frac{dx'}{dt} = v = -\frac{\omega}{\beta}, \qquad (3.18)$$

adică punctele de fază constantă se deplasează în sensul negativ al axei x, cu aceeași viteză, $v = -\frac{\omega}{\beta}$.

Prima undă de tensiune pleacă de la sursă ($x = 0$) cu amplitudinea $\sqrt{2}U_d$; ea este însoțită de o undă de curent, de amplitudine $\sqrt{2}\, I_d = \sqrt{2}\, \frac{|\underline{\gamma}|}{|\underline{Z}_0|}\, U_d$, defazată cu un unghi ψ în urma undei de tensiune; amplitudinile acestei perechi de unde scad exponențial în lungul liniei, pe măsură ce se depărtează de sursă, astfel că la o distanță oarecare x_1, ele au valorile:

$$\sqrt{2}U_d e^{-\alpha x_1} \text{ și } \sqrt{2}\, I_d e^{-\alpha x_1} = \sqrt{2}\, \frac{|\underline{\gamma}|}{|\underline{Z}_0|}\, U_a e^{-\alpha x_1}.$$

Această undă se numește *undă directă*, de tensiune și de curent.

A doua undă de tensiune pleacă de la capătul de ieșire al liniei ($x' = 0$) cu amplitudinea $\sqrt{2}\,U_i$, fiind însoțită de o undă de curent defazată în urmă cu unghiul $\pi - \psi$ față de unda de tensiune și avînd amplitudinea $\sqrt{2}\,I_i = \sqrt{2}\,\frac{|\underline{\gamma}|}{|\underline{Z}_0|} U_i$; amplitudinile acestei perechi de unde scad exponențial cu lungimea liniei, începînd cu punctul ($x = L$), astfel încît la distanța x_1' de capătul receptor, ele sînt:

$$\sqrt{2}\; U_i \cdot e^{\alpha(L - x_1')} \text{ și } \sqrt{2}\, \frac{|\underline{\gamma}|}{|\underline{Z}_0|}\; U_i e^{\alpha(L - x_1')} = \sqrt{2}\, I_i \cdot e^{\alpha(L - x_1')}.$$

Această undă se numește *undă reflectată* sau *undă inversă*, de tensiune și de curent.

Mărimea $\frac{\underline{Z}_0}{\underline{\gamma}} = \underline{Z}_c$ care intervine în unda directă și inversă de curent se numește *impedanță caracteristică* sau *impedanță de undă a liniei*. Argumentul ei notat cu ψ are valoarea:

$$\psi = \frac{1}{2}\left[\operatorname{arctg} \frac{L_0\,\omega}{R_0} - \operatorname{arctg} \frac{C_0\,\omega}{G_0}\right]$$

și determină defazajul dintre fazorii de tensiune și de curent.

Valorile instantanee, corespunzătoare celor două perechi de unde, directe și inverse, sînt exprimate de relațiile generale:

$$u_d(x, t) = \sqrt{2}\,U_d \cdot e^{-\alpha x} \sin\,[\,\omega t + \delta(x) - \beta x];$$

$$i_d(x, t) = \sqrt{2}\frac{U_d}{|\underline{Z}_c|}\, e^{-\alpha x} \sin\,[\omega t + \delta(x) - \beta x - \psi], \qquad (3.19)$$

respectiv:

$$u_i(x, t) = \sqrt{2}\; U_i e^{\alpha(L - x')} \sin\,[\omega t + \delta(x') + \beta x']$$

$$i_i(x, t) = \sqrt{2}\frac{U_i}{|\underline{Z}_c|}\, e^{\alpha(L - x')} \sin\,[\,\omega t + \delta(x') + \beta x' - \psi]. \qquad (3.20)$$

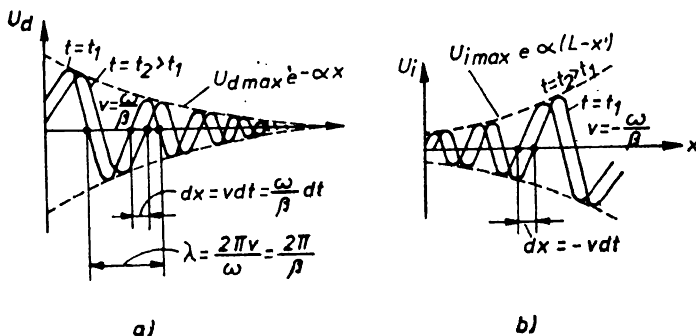


Fig. 3.2. Propagarea undelor de tensiune pe linie:
a — unda directă; *b* — unda reflectată.

În figura 3.2 se arată variația acestor valori instantanee ale undelor de tensiune, directă (fig. 3.2, *a*) și inversă (fig. 3.2, *b*) care reprezintă unde atenuate. Lungimea de undă λ a unei perioade spațiale, notată pe figură, este dată de condiția:

$$e^{j\frac{\omega x}{v}} = e^{j\frac{\omega(x+\lambda)}{v}},$$

de unde rezultă:

$$\frac{\omega\lambda}{v} = 2\pi \text{ și } \lambda = \frac{2\pi v}{\omega} = \frac{2\pi}{\beta} = \frac{v}{f}, \tag{3.21}$$

care arată că pentru frecvența industrială de 50 Hz și viteza de propagare a undelor electromagnetice pe linie egală aproximativ cu viteza luminii de 300 000 km/s, $\lambda = 6\,000$ km.

Tensiunea U_d măsurată între conductoarele liniei, într-un punct dat oarecare al acesteia, x_1, este reprezentată prin funcția sinusoidală de timp din figura 3.3, notată cu indicele *1*. În alt punct de pe linie $x_2 = x_1 + dx$, deplasat puțin către dreapta în raport cu primul punct, variația în timp a tensiunii corespunde curbei notată cu indicele *2*. Din comparația acestor două curbe se constată că amplitudinea tensiunii este mai mică în cel de al doilea punct, iar faza este și ea modificată. În mod asemănător se poate reprezenta și variația undei reflectate de tensiune, cu observația că, în acest caz, de exemplu, punctul al doilea este considerat spre stînga.

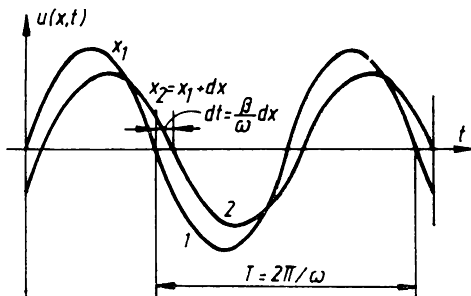


Fig. 3.3. Variația în timp a tensiunii în două puncte învecinate de pe linie.

2. *Cazul regimului armonic permanent*

În regim armonic permanent ecuațiile (3.4), (3.6) sau (3.7) ale liniilor electrice lungi se pun sub forma:

$$-\frac{d\underline{U}}{dx} = (R_0 + j\omega L_0)\underline{I} \text{ și } -\frac{d\underline{I}}{dx} = (G_0 + j\omega C_0)\underline{U};$$
$$\frac{d\underline{U}}{dx'} = (R_0 + j\omega L_0)\underline{I} \text{ și } \frac{d\underline{I}}{dx'} = (G_0 + j\omega C_0)\underline{U}. \quad (3.22)$$

Evident că în aceste relații $\underline{U}$ și $\underline{I}$ sînt reprezentările în complex ale tensiunii alternativ sinusoidale $u(x, t) = \sqrt{2}U \sin[\omega t + \delta(x)]$ și ale curentului corespunzător $i(x, t) = \sqrt{2}\, I \sin[\omega t + \delta(x) - \varphi(x)]$, în care $\delta(x)$ reprezintă faza inițială a tensiunii și $\varphi(x)$ — defazajul dintre fazorii de tensiune și de curent.

Derivînd primele două ecuații din (3.22) în raport cu x și ținînd seama de forma lor inițială, se obține sistemul de ecuații diferențiale de ordinul al doilea, în care s-au separat variabilele:

$$\frac{d^2\underline{U}}{dx^2} = (R_0 + j\omega L_0)(G_0 + j\omega C_0)\underline{U} = \underline{\gamma}^2\underline{U};$$
$$\frac{d^2\underline{I}}{dx^2} = (R_0 + j\omega L_0)(G_0 + j\omega C_0)\underline{I} = \underline{\gamma}^2\underline{I}. \quad (3.23)$$

Soluția generală a acestor ecuații permite punerea în evidență a unui aspect fizic și anume că orice linie electrică lungă se poate echivala cu un cuadripol pasiv.

Într-adevăr, în cazul primei ecuații, soluția este:

$$\underline{U}(x) = \underline{A}_d \cdot e^{-\underline{\gamma}x} + \underline{A}_i \cdot e^{\underline{\gamma}x} = \underline{U}_d(x) + \underline{U}_i(x), \quad (3.24)$$

în care γ corespunde relației (3.13) sau (3.14), iar $\underline{A}_d$ și $\underline{A}_i$ sînt două constante complexe de integrare care se obțin folosind condițiile la limită ale problemei.

Derivînd (3.24) și ținînd seama de prima ecuație din (3.22) se obține soluția generală pentru curent, adică:

$$\underline{I}(x) = \underline{A}_d \cdot \frac{\underline{\gamma}}{\underline{Z}_0} e^{-\underline{\gamma}x} - \underline{A}_i \frac{\underline{\gamma}}{\underline{Z}_0} e^{\underline{\gamma}x} = \underline{I}_d(x) + \underline{I}_i(x). \quad (3.25)$$

Constantele de integrare se determină din condițiile la limită ale problemei, scrise în punctul $x = 0$:

$$[\underline{U}]_{x=0} = \underline{U}_1 = \underline{A}_d + \underline{A}_i;$$
$$[\underline{I}]_{x=0} = \underline{I}_1 = \frac{\underline{A}_d - \underline{A}_i}{\underline{Z}_c}, \quad (3.26)$$

din care rezultă:

$$\underline{A}_d = \frac{\underline{U}_1 + \underline{Z}_c\underline{I}_1}{2} \text{ şi } \underline{A}_i = \frac{\underline{U}_1 - \underline{Z}_c\underline{I}_1}{2}. \tag{3.27}$$

Folosind aceste rezultate, se obţin valorile tensiunii şi curentului în orice punct de pe linie, reprezentate în mărimi complexe, cînd se cunosc tensiunea şi curentul la capătul de alimentare, adică:

$$\begin{aligned} \underline{U}(x) &= \underline{U}_1 \operatorname{ch} \underline{\gamma} x - \underline{Z}_c\underline{I}_1 \operatorname{sh} \underline{\gamma} x; \\ \underline{I}(x) &= -\frac{\underline{U}_1}{\underline{Z}_c} \operatorname{sh} \underline{\gamma} x + \underline{I}_1 \operatorname{ch} \underline{\gamma} x. \end{aligned} \tag{3.28,a}$$

Cînd se dau tensiunea şi curentul la capătul de ieşire din linie, constantele de integrare $\underline{A}_d$ şi $\underline{A}_i$ sînt funcţii de aceste mărimi, iar reprezentările în complex ale tensiunii şi curentului pe linie sînt:

$$\begin{aligned} \underline{U}(x') &= \underline{U}_2 \operatorname{ch} \underline{\gamma} x' + \underline{Z}_c\underline{I}_2 \operatorname{sh} \underline{\gamma} x'; \\ \underline{I}(x') &= \frac{\underline{U}_2}{\underline{Z}_c} \operatorname{sh} \underline{\gamma} x' + \underline{I}_2 \operatorname{ch} \underline{\gamma} x'. \end{aligned} \tag{3.29,a}$$

În acest ultim caz, distanţele sînt considerate în raport cu capătul receptor al liniei, iar ecuaţiile de integrat corespund celei de-a doua perechi de ecuaţii din sistemul (3.22):

Pentru $x = l$ sau $x' = l$ se obţine că:

$$\begin{aligned} \underline{U}_2 &= \underline{U}_1 \operatorname{ch} \underline{\gamma} l - \underline{Z}_c\underline{I}_1 \operatorname{sh} \underline{\gamma} l = \underline{U}_1 \operatorname{ch} \sqrt{\underline{Z}\underline{Y}} - \sqrt{\frac{\underline{Z}}{\underline{Y}}}\, \underline{I}_1 \operatorname{sh} \sqrt{\underline{Z}\underline{Y}}; \\ \underline{I}_2 &= -\frac{\underline{U}_1}{\underline{Z}_c} \operatorname{sh} \underline{\gamma} l + \underline{I}_1 \operatorname{ch} \underline{\gamma} l = -\underline{U}_1 \sqrt{\frac{\underline{Y}}{\underline{Z}}} \operatorname{sh} \sqrt{\underline{Z}\underline{Y}} + \underline{I}_1 \operatorname{ch} \sqrt{\underline{Z}\underline{Y}} \end{aligned} \tag{3.28,b}$$

şi:

$$\begin{aligned} \underline{U}_1 &= \underline{U}_2 \operatorname{ch} \underline{\gamma} l + \underline{Z}_c\underline{I}_2 \operatorname{sh} \underline{\gamma} l = \underline{U}_1 \operatorname{ch} \sqrt{\underline{Z}\underline{Y}} + \sqrt{\frac{\underline{Z}}{\underline{Y}}}\, \underline{I}_2 \operatorname{sh} \sqrt{\underline{Z}\underline{Y}}; \\ \underline{I}_1 &= \frac{\underline{U}_2}{\underline{Z}_c} \operatorname{sh} \underline{\gamma} l + \underline{I}_2 \operatorname{ch} \underline{\gamma} l = \underline{U}_2 \sqrt{\frac{\underline{Y}}{\underline{Z}}} \operatorname{sh} \sqrt{\underline{Z}\underline{Y}} + \underline{I}_2 \operatorname{ch} \sqrt{\underline{Z}\underline{Y}}, \end{aligned} \tag{3.29,b}$$

în care s-a ţinut seama că $\sqrt{\underline{Z}_0\underline{Y}_0}l = \underline{\gamma} l = \sqrt{\underline{Z}\underline{Y}}$, iar $\underline{Z} = \underline{Z}_0 l$ şi $\underline{Y} = \underline{Y}_0 l$ reprezintă impedanţa şi admitanţa totală a liniei.

Ultimele relaţii se utilizează în mod curent pentru calculul electric al liniilor electrice lungi, în care, trebuie menţionat că mărimile $\underline{U}_1$ şi $\underline{U}_2$ reprezintă *tensiunile simple*, pe fază, la cele două capete ale liniei. De obicei, ele se scriu sub forma prescurtată

$$\begin{aligned} \underline{U}_1 &= \underline{A}\underline{U}_2 + \underline{B}\underline{I}_2; & \underline{U}_2 &= \underline{A}\underline{U}_1 - \underline{B}\underline{I}_1; \\ & & \text{şi} & \\ \underline{I}_1 &= \underline{C}\underline{U}_2 + \underline{D}\underline{I}_2 & \underline{I}_2 &= -\underline{C}\underline{U}_1 + \underline{D}\underline{I}_1 \end{aligned} \tag{3.30}$$

deoarece îndeplinesc condiția necesară unui cuadripol pasiv, adică:

$$\underline{A}\underline{D} - \underline{B}\underline{C} = \underline{A}^2 - \underline{B}\underline{C} = \text{ch}^2\sqrt{\underline{Z}\underline{Y}} - \text{sh}^2\sqrt{\underline{Z}\underline{Y}} = 1.$$

Acest fapt verifică condiția că *orice linie electrică lungă se poate reprezenta printr-un cuadripol simetric echivalent* avînd matricea coeficienților:

$$\begin{bmatrix} \underline{A} & \pm\underline{B} \\ \pm\underline{C} & \underline{D} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{ch}\,\underline{\gamma}l & \pm\underline{Z}_c\,\text{sh}\,\underline{\gamma}l \\ \pm\dfrac{1}{\underline{Z}_c}\text{sh}\,\underline{\gamma}l & \text{ch}\,\underline{\gamma}l \end{bmatrix}. \tag{3.31}$$

Dacă se consideră că linia este fără pierderi, adică constantele sale lineice R_0 și G_0 sînt practic neglijabile în raport cu L_0 și C_0, se poate scrie că:

$$\alpha \approx 0; \quad \beta \approx \omega\sqrt{L_0C_0},$$

iar coeficienții ecuațiilor (3.30), pentru o linie de lungime l, devin:

$$\underline{A} = \text{chj}\sqrt{XB} = \cos\sqrt{XB} = \cos\frac{2\pi l}{\lambda} = \underline{D};$$

$$\underline{B} = \sqrt{\frac{X}{B}}\,\text{shj}\sqrt{XB} = \text{j}\sqrt{\frac{X}{\underline{B}}}\,\sin\sqrt{XB} = \text{j}Z_c\sin\frac{2\pi l}{\lambda}; \tag{3.32}$$

$$\underline{C} = \sqrt{\frac{B}{X}}\,\text{shj}\sqrt{XB} = \text{j}\sqrt{\frac{B}{X}}\,\sin\sqrt{XB} = \text{j}\,\frac{1}{Z_c}\,\sin\frac{2\pi l}{\lambda},$$

în care X și B corespund reactanței inductive totale și susceptanței capacitive totale a liniei, iar impedanța caracteristică:

$$Z_c = \sqrt{\frac{X}{B}} = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}} \tag{3.33}$$

nu depinde de frecvență și are caracter rezistiv.

În aceste condiții, ecuațiile liniilor lungi fără pierderi, se pot scrie sub forma:

$$\underline{U}_1 = U_2\cos\frac{2\lambda l}{\lambda} + \text{j}\,Z_cI_1\sin\frac{2\pi l}{\lambda};$$

$$\underline{I}_1 = \text{j}\,\frac{U_2}{Z_c}\sin\frac{2\pi l}{\lambda} + I_2\cos\frac{2\pi l}{\lambda};$$

și (3.34)

$$\underline{U}_2 = U_1\cos\frac{2\pi l}{\lambda} - \text{j}Z_cI_1\sin\frac{2\pi l}{\lambda}$$

$$\underline{I}_2 = -\text{j}\,\frac{U_1}{Z_c}\sin\frac{2\pi l}{\lambda} + I_1\cos\frac{2\pi l}{\lambda},$$

în care matricea coeficienților:

$$\begin{bmatrix} A & \pm B \\ \pm C & D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\dfrac{2\pi l}{\lambda} & \pm jZ_c \sin\dfrac{2\pi l}{\lambda} \\ \pm j\dfrac{\sin\dfrac{2\pi l}{\lambda}}{Z_c} & \cos\dfrac{2\pi l}{\lambda} \end{bmatrix}$$

conține funcții trigonometrice în locul funcțiilor hiperbolice.

Tensiunea și curentul pe linie, la o distanță x de unul din capetele liniei, se obțin ca soluții ale ecuațiilor (3.9) sau (3.22) particularizate pentru $R_0 = G_0 = 0$, fiind de forma generală:

$$U(x, t) = U_d(x - vt) + U_i(x + vt); \qquad (3.35)$$

$$I(x, t) = I_d(x-vt) + I_i(x + vt) = \frac{U_d(x - vt) - U_i(x + vt)}{Z_c},$$

care reprezintă suma dintre o undă directă, de tensiune și de curent care se propagă în sensul pozitiv al liniei (de la sursă către receptor) cu aceeași viteză $v_d = \dfrac{1}{\sqrt{L_0C_0}} = v$ și o undă reflectată sau inversă, de tensiune și de curent, care se propagă în sensul negativ al liniei (de la receptor la sursă) cu aceeași viteză $v_i = - v_d = \dfrac{1}{\sqrt{L_0C_0}}\cdot$

Valorile instantanee corespunzătoare celor două perechi de unde sînt exprimate prin relații analoage cu (3.19) și (3.20) cu observația că undele sînt neatenuate ($\alpha = 0$) și în fiecare punct de pe linie componenta curentului corespunzătoare unei unde de curent este în fază cu componenta de tensiune corespunzătoare unei unde de tensiune cu același sens de propagare.

Trebuie menționat de asemenea că viteza de propagare a undelor este independentă de frecvență și egală cu viteza luminii numai în cazul liniilor electrice aeriene fără pierderi și neferomagnetice; în toate celelalte cazuri, viteza de propagare a undelor este mai mică decît viteza luminii. Ca o consecință a acestui lucru, lungimea de undă a liniilor electrice alimentate în curent alternativ este egală cu 6 000 km, numai în cazul cînd pierderile, practic, se pot neglija.

Faptul că atît viteza de propagare a undelor, cît și impedanța caracteristică sînt independente de frecvență la liniile electrice fără pierderi, corespunde unui aspect fizic foarte important. Într-adevăr, dacă la capătul de intrare în linie se aplică o tensiune cu o variație oarecare în timp, aceasta se poate descompune într-o sumă de componente sinusoidale cu un spectru de frecvențe continuu sau discret. La o linie fără pierderi toate aceste componente se deplasează cu aceeași viteză și fără să se atenueze și ca urmare, ele se compun la fel în fiecare punct de pe linie pentru a da tensiunea rezultantă. Cu alte cuvinte, tensiunea aplicată la începutul liniei, se propagă pe linie sub forma unei unde de tensiune, care nu-și schimbă forma, adică nu se distorsionează.

Observație. În cazul liniilor electrice aeriene de medie tensiune, cu tensiuni nominale mai mici decît 60 kV, capacitatea și conductanța laterală se pot neglija, astfel încît ecuațiile de legătură dintre mărimile de intrare și de ieșire sînt:

$$\underline{U}_1 = \underline{U}_2 + \underline{Z}\underline{I}; \quad \underline{I}_1 = \underline{I}_2 = \underline{I},$$

din care reiese că:

$$A = 1; \quad \underline{B} = \underline{Z}; \quad C = 0; \; D = 1.$$

Aceleași ecuații de funcționare sînt valabile și în cazul liniilor de joasă tensiune — ca de exemplu a celor de alimentare a consumatorilor la tensiunea de 220/380 V — cu observația că dacă reactanța $X \ll R$, impedanța se poate identifica aproximativ cu rezistența.

3.2. METODE DE CALCUL A LINIILOR ELECTRICE LUNGI

Rezolvarea ecuațiilor de funcționare a liniilor electrice urmărește cunoașterea variației tensiunii și curentului de-a lungul acestora. În general, se impune determinarea mărimilor electrice $\underline{U}$ și $\underline{I}$ într-un punct al liniei sau la un capăt al acesteia, cînd se cunosc aceleași mărimi electrice la celălalt capăt. Acest lucru presupune însă determinarea, în prealabil, a valorilor reale ale impedanței și admitanței totale a liniei, cu ajutorul cărora se calculează coeficienții $\underline{A}$, $\underline{B}$, $\underline{C}$. În acest scop, se pot utiliza fie *metode analitice*, care presupun dezvoltarea în serie a funcțiilor hiperbolice sau utilizarea schemelor în π sau **T** ale cuadripolilor echivalenți, fie *metode grafice* care pornesc de la diagramele fazoriale ale liniilor electrice.

3.2.1. METODE ANALITICE DE REZOLVARE A ECUAȚIILOR LINIILOR ELECTRICE LUNGI

a. Dezvoltarea în serie a funcțiilor hiperbolice

O primă metodă analitică de calcul a ecuațiilor liniilor electrice lungi, constă în dezvoltarea în serie a funcțiilor hiperbolice, care sînt foarte rapid convergente. Procedînd astfel se obține:

$$\underline{A} = \underline{D} = 1 + \frac{\underline{Z}\underline{Y}}{2!} + \frac{\underline{Z}^2\underline{Y}^2}{4!} + \cdots;$$

$$B = Z\left[1 + \frac{\underline{Z}\underline{Y}}{3!} + \frac{\underline{Z}^2\underline{Y}^2}{5!} + \cdots\right]; \qquad (3.36)$$

$$\underline{C} = \underline{Y}\left[1 + \frac{\underline{Z}\underline{Y}}{3!} + \frac{\underline{Z}^2\underline{Y}^2}{5!} + \cdots\right].$$

Numărul de termeni care urmează a fi reținuți din aceste serii depinde direct de lungimea liniei. Un calcul rapid arată că pentru valori uzuale ale constantelor lineice ale liniei aeriene, termenul al doilea din relațiile (3.36) intervine cu circa 12% în valoarea coeficientului $\underline{A}$, pentru lungimi de ordinul a 500 km, în timp ce termenul de ordinul al treilea cu numai 0,32%. Pentru aceeași lungime, termenul al doilea din coeficienții $\underline{B}$ și $\underline{C}$ contribuie cu

circa 4 % în timp ce termenii de ordinul al treilea cu numai 0,06 %. Ca urmare a acestui rezultat, se poate indica că pentru lungimi de linii uzuale de 200÷300 km se pot folosi numai primii doi termeni din seria coeficienților $\underline{A}$, $\underline{B}$ și $\underline{C}$, iar ecuațiile (3.29) se pun sub forma:

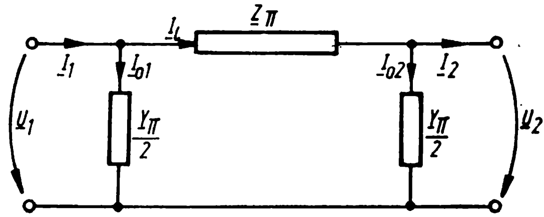


Fig. 3.4. Schema în π a cuadripolului echivalent.

$$\underline{U}_1 \approx \underline{U}_2\left(1+\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{2!}\right)+\underline{Z}\underline{I}_2\left(1+\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{3!}\right);$$

$$\underline{I}_1 \approx \underline{Y}\underline{U}_2\left(1+\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{3!}\right)+\underline{I}_2\left(1+\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{2!}\right)$$

și (3.37)

$$\underline{U}_2 \approx \underline{U}_1\left(1+\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{2!}\right)-\underline{I}_1\left(1+\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{3!}\right);$$

$$\underline{I}_2 \approx -\underline{U}_1\underline{Y}\left(1+\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{3!}\right)+\underline{I}_1\left(1+\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{2!}\right).$$

b. Utilizarea schemelor în π sau T ale cuadripolilor echivalenți

Schemele în π sau **T** ale cuadripolilor echivalenți sînt utilizate atît în calculul electric al liniilor, cît și pentru modelarea acestora în laboratoare. Această echivalență este bazată pe constatarea că o linie electrică poate fi considerată ca o succesiune de porțiuni, corespunzătoare unui număr infinit de circuite echivalente elementare conectate în lanț și pe faptul că ecuațiile liniilor lungi îndeplinesc condiția cerută unui cuadripol pasiv.

Schema în π a *cuadripolului echivalent* consideră impedanța concentrată la mijlocul liniei și admitanța repartizată la cele două capete. Conform figurii 3.4, dacă se dau mărimile $\underline{U}_2$ și $\underline{I}_2$ de la ieșire și se cer $\underline{U}_1$ și $\underline{I}_1$ de la intrarea în cuadripol, cu notațiile corespunzătoare, se determină următoarele ecuații de funcționare:

$$\underline{U}_1=\underline{U}_2+\underline{Z}_\pi\underline{I}_l=\underline{U}_2\left(1+\frac{\underline{Z}_\pi\underline{Y}_\pi}{2}\right)+\underline{Z}_\pi\underline{I}_2;$$

$$\underline{I}_1=\underline{I}_l+\underline{I}_{01}=\underline{U}_2\underline{Y}_\pi\left(1+\frac{\underline{Z}_\pi\underline{Y}_\pi}{4}\right)+\underline{I}_2\left(1+\frac{\underline{Z}_\pi\underline{Y}_\pi}{2}\right), \quad (3.38)$$

din care reiese că:

$$\underline{A}_\pi=\underline{D}_\pi=1+\frac{\underline{Z}_\pi\underline{Y}_\pi}{2}; \quad \underline{B}_\pi=\underline{Z}_\pi; \quad \underline{C}_\pi=\underline{Y}_\pi\left(1+\frac{\underline{Z}_\pi\underline{Y}_\pi}{4}\right).$$

Rezultatele care se obțin la calculul liniilor electrice lungi folosind ecuațiile (3.38) sînt aproximative. Pentru a deveni riguroase se determină anumiți coeficienți de corecție prin intermediul cărora se obține legătura între parametrii schemei cuadripolului echivalent, $\underline{Z}_\pi$, $\underline{Y}_\pi$ și cei corespunzători ecuației liniilor lungi $\underline{Z}$ și $\underline{Y}$. În acest scop, se identifică coeficienții ecuațiilor (3.38) și (3.29, *b*) adică:

$$\underline{A}_\pi = \underline{A}; \quad \underline{B}_\pi = \underline{B}, \quad \underline{C}_\pi = \underline{C};$$

sau

$$1 + \frac{\underline{Z}_\pi \underline{Y}_\pi}{2} = \text{ch}\sqrt{\underline{Z}\underline{Y}}; \quad \underline{Z}_\pi = \sqrt{\frac{\underline{Z}}{\underline{Y}}}\ \text{sh}\sqrt{\underline{Z}\underline{Y}};$$

$$\underline{Y}_\pi\left(1 + \frac{\underline{Z}_\pi \underline{Y}_\pi}{4}\right) = \sqrt{\frac{\underline{Y}}{\underline{Z}}}\ \text{sh}\sqrt{\underline{Z}\underline{Y}}$$

și se obțin următoarele relații de legătură:

$$\underline{Z}_\pi = \underline{Z}\,\frac{\text{sh}\sqrt{\underline{Z}\underline{Y}}}{\sqrt{\underline{Z}\underline{Y}}} = \underline{k}_1 \underline{Z}$$

și

$$\underline{Y}_\pi = \underline{Y}\,\frac{2\,(\text{ch}\sqrt{\underline{Z}\underline{Y}} - 1)}{\sqrt{\underline{Z}\underline{Y}}\ \text{sh}\sqrt{\underline{Z}\underline{Y}}} = \underline{k}_2 \underline{Y}. \tag{3.39}$$

Din aceste ultime relații rezultă că folosirea schemei echivalente a cuadripolului în π, conduce la aceleași rezultate ca și în cazul ecuațiilor liniilor lungi, numai dacă mărimile $\underline{Z}$ și $\underline{Y}$ sînt corectate de coeficienții $\underline{k}_1$ și $\underline{k}_2$. Ei reprezintă mărimi complexe și se numesc *coeficienții lui Kennelly*.

În cele mai multe cazuri, coeficienții de corecție sînt apropiați ca valoare de unitate, ceea ce permite să se introducă în schema echivalentă în π chiar valorile reale ale parametrilor liniei. Se va ține seama de acești coeficienți numai cînd lungimea liniilor electrice aeriene depășește 500 km, iar cea a liniilor subterane 50 km. În aceste situații, valoarea coeficienților de corecție se poate determina prin utilizarea seriilor funcțiilor hiperbolice și considerarea primilor doi termeni, adică:

$$\underline{k}_1 = 1 + \frac{\underline{Z}\underline{Y}}{6} \quad \text{și} \quad \underline{k}_2 = \frac{1 + \frac{\underline{Z}\underline{Y}}{12}}{1 + \frac{\underline{Z}\underline{Y}}{6}} = \frac{1 + \frac{\underline{Z}\underline{Y}}{12}}{\underline{k}_1}. \tag{3.40}$$

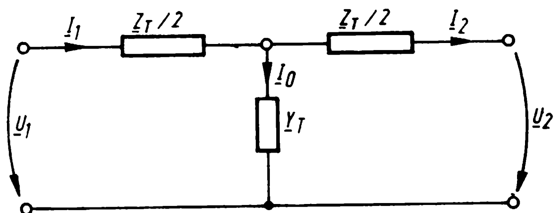


Fig 3.5. Schema T a cuadripolului echivalent.

Schema în T *a cuadripolului echivalent al liniei* are admitanța concentrată la mijloc și impedanța repartizată în mod egal pe cele două extremități, ca în figura 3.5.

Considerînd cunoscute mărimile de la ieșirea din

cuadripol, $\underline{U}_2$ și $\underline{I}_2$ și utilizînd notațiile din figură se determină relațiile:

$$\underline{U}_1 = \underline{U}_2\left(1 + \frac{\underline{Z}_T\underline{Y}_T}{2}\right) + \underline{I}_2\left(1 + \frac{\underline{Z}_T\underline{Y}_T}{4}\right)\underline{Z}_T$$

$$\underline{I}_1 = \underline{U}_2 \cdot \underline{Y}_T + \underline{I}_2\left(1 + \frac{\underline{Z}_T\underline{Y}_T}{2}\right) \quad (3.41)$$

din care reiese că:

$$\underline{A}_T = 1 + \frac{\underline{Z}_T\underline{Y}_T}{2}; \quad \underline{B}_T = \underline{Z}_T\left(1 + \frac{\underline{Z}_T\underline{Y}_T}{4}\right); \quad \underline{C}_T = \underline{Y}_T \text{ și } \underline{D}_T = \underline{A}_T. \quad (3.42)$$

Pentru aplicarea acestor ecuații la liniile electrice aeriene cu lungimi mai mari decît 500 km sau la cele subterane cu lungimi mai mari decît 50 km, se determină coeficienții de corecție, în mod asemănător cazului utilizării schemei echivalente în $\underline{\pi}$ a cuadripolului echivalent, obținîndu-se relațiile de legătură:

$$\underline{Z}_T = \underline{k}_2\ \underline{Z} \text{ și } \underline{Y}_T = \underline{k}_1\ \underline{Y}, \quad (3.42)$$

în care $\underline{k}_1$ și $\underline{k}_2$ au valorile date de (3.39) și (3.40).

Utilizarea schemelor în $\underline{\pi}$ sau **T** ale cuadripolilor echivalenți poate fi extinsă și la instalații de transport, care conțin stații de transformare sau la scheme de rețele mai complexe.

Pentru exemplificare se presupun schemele electrice ale unor instalații ca cele prezentate în figura 3.6. Reducerea acestora la o schemă echivalentă unică se face, fie calculînd lanțul de cuadripoli, fie folosind transformarea schemelor echivalente $\underline{\pi}$ sau **T** sau invers, după cum este necesar.

În primul caz, pentru schema din figura 3.6, *a*, dacă se consideră $\underline{A}_e$, $\underline{B}_e$, $\underline{C}_e$, $\underline{D}_e$ coeficienții cuadripolului echivalent al liniei ($\underline{A}_e = \underline{D}_e$) și $\underline{A}_2$, $\underline{B}_2$, $\underline{C}_2$ și $\underline{D}_2$ cei ai stației de transformare **T**, se pot scrie relațiile de legătură dintre mărimile de intrare și cele de ieșire sub forma sintetică:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A}_e & \underline{B}_e \\ \underline{C}_e & \underline{D}_e \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{A}_2 & \underline{B}_2 \\ \underline{C}_2 & \underline{D}_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{U}_2 \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix}.$$

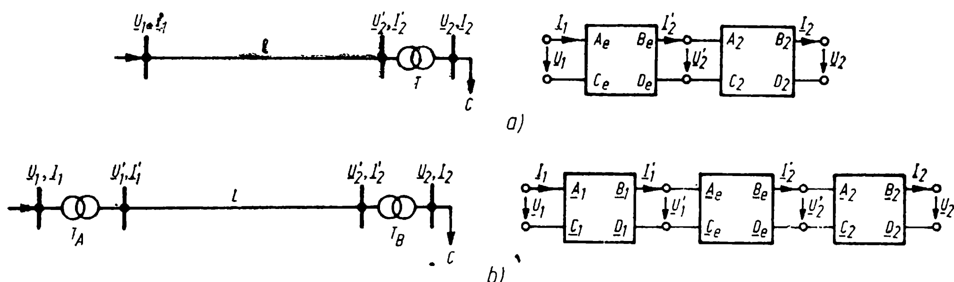


Fig. 3.6. Reprezentarea simbolică a unor instalații de transport de energie prin lanțuri de cuadripoli.

Efectuînd calculele rezultă:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A}_e\underline{A}_2 + \underline{B}_e \cdot \underline{C}_2 & \underline{A}_e\underline{B}_2 + \underline{B}_e\underline{D}_2 \\ \underline{C}_e\underline{A}_2 + \underline{D}_e \cdot \underline{C}_2 & \underline{C}_e \cdot \underline{B}_2 + \underline{D}_e \cdot \underline{D}_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{U}_2 \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A} & \underline{B} \\ \underline{C} & \underline{D} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{U}_2 \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix}.$$

sau dezvoltate:

$$\underline{U}_1 = (\underline{A}_e \cdot \underline{A}_2 + \underline{B}_e \cdot \underline{C}_2)\underline{U}_2 + (\underline{A}_e \cdot \underline{B}_2 + \underline{B}_e \cdot \underline{D}_2)\underline{I}_2 = \underline{A}\underline{U}_2 + \underline{B}\underline{I}_2;$$

$$\underline{I}_1 = (\underline{C}_e \cdot \underline{A}_2 + \underline{D}_e \cdot \underline{C}_2)\underline{U}_2 + (\underline{C}_e \cdot \underline{B}_2 + \underline{D}_e \cdot \underline{D}_2)\underline{I}_2 = \underline{C}\underline{U}_2 + \underline{D}\underline{I}_2.$$

Pentru cea de-a doua schemă prezentată în figura 3.6, *b* se obține că:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A}_1 & \underline{B}_1 \\ \underline{C}_1 & \underline{D}_1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{A}_e & \underline{B}_e \\ \underline{C}_e & \underline{D}_e \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{A}_2 & \underline{B}_2 \\ \underline{C}_2 & \underline{D}_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{U}_2 \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A}' & \underline{B}' \\ \underline{C}' & \underline{D}' \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_2 \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix}$$

sau:

$$\underline{U}_1 = \underline{A}'\underline{U}_2 + \underline{B}'\underline{I}_2; \quad \underline{I}_1 = \underline{C}'\underline{U}_2 + \underline{D}'\underline{I}_2,$$

în care $\underline{A}_1$, $\underline{B}_1$, $\underline{C}_1$, $\underline{D}_1$ reprezintă coeficienții cuadripolului corespunzător stației de transformare T_A, iar coeficienții finali ai cuadripolului echivalent $\underline{A}'$, $\underline{B}'$, $\underline{C}'$, $\underline{D}'$ au valorile:

$$\underline{A}' = \underline{A}_1\underline{A}_e\underline{A}_2 + \underline{B}_1\underline{C}_e\underline{A}_2 + \underline{A}_1\underline{B}_e\underline{C}_2 + \underline{B}_1\underline{C}_e\underline{C}_2;$$

$$\underline{B}' = \underline{A}_1\underline{A}_e\underline{B}_2 + \underline{B}_1\underline{C}_e\underline{B}_2 + \underline{A}_1\underline{B}_e\underline{D}_2 + \underline{B}_1\underline{D}_e\underline{D}_2;$$

$$\underline{C}' = \underline{C}_1\underline{A}_e\underline{A}_2 + \underline{D}_1\underline{C}_e\underline{A}_2 + \underline{C}_1\underline{C}_2\underline{B}_e + \underline{D}_1\underline{D}_e\underline{C}_2;$$

$$\underline{D}' = \underline{C}_1\underline{A}_e\underline{B}_2 + \underline{D}_1\underline{C}_e\underline{B}_2 + \underline{C}_1\underline{B}_e\underline{B}_2 + \underline{D}_1\underline{D}_e\underline{D}_2.$$

Ca aplicație imediată se consideră cazul din figura 3.6, *b* în care se neglijează curenții de magnetizare ai transformatoarelor reprezentați numai prin impedanța lor longitudinală. Cu această simplificare, ecuațiile de legătură dintre mărimile $\underline{U}_2'$, $\underline{I}_2'$, $\underline{U}_2$, $\underline{I}_2$ și $\underline{U}_1$, $\underline{I}_1$, $\underline{U}_1'$, $\underline{I}_1'$ sînt:

$$\begin{aligned} &\underline{U}_2' = \underline{U}_2 + \underline{Z}_{T_B} \cdot \underline{I}_2; \quad && \underline{U}_1 = \underline{U}_1' + \underline{Z}_{T_A}\underline{I}_1' \\ &\underline{I}_2' = \underline{I}_2; && \underline{I}_1 = \underline{I}'_1, \end{aligned} \qquad (3.43)$$

unde Z_{T_A} și Z_{T_B} reprezintă impedanțele de scăpări ale transformatoarelor din stațiile T_A și T_B.

Din ultimele relații rezultă coeficienții cuadripolilor echivalenți ai transformatoarelor:

$$\underline{A}_A = \underline{A}_B = 1; \quad \underline{B}_A = \underline{Z}_{T_A};$$

$$\underline{B}_B = \underline{Z}_{T_B}; \quad \underline{C}_A = \underline{C}_B = 0; \quad \underline{D}_A = \underline{D}_B = 1.$$

Se consideră apoi ansamblul format din stația de transformare T_A și linie, obținîndu-se:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \underline{Z}_{T_A} \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{A}_e & \underline{B}_e \\ \underline{C}_e & \underline{D}_e \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_2' \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A}_1 & \underline{B}_1 \\ \underline{C}_1 & \underline{D}_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{U}_2' \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix},$$

în care:

$$\underline{A}_1 = \underline{A}_e + \underline{Z}_{T_A} \cdot \underline{C}_e; \quad \underline{B}_1 = \underline{B}_e + \underline{Z}_{T_A} \cdot \underline{A}_e; \quad \underline{C}_1 = \underline{C}_e; \ \underline{D}_1 = \underline{D}_e.$$

Cuadripolul definit de coeficienții $\underline{A}_1$, $\underline{B}_1$, $\underline{C}_1$, $\underline{D}_1$ și transformatorul T_B conectați în serie, formează un nou cuadripol, ai cărui coeficienți $\underline{A}$, $\underline{B}$, $\underline{C}$, $\underline{D}$ rezultă din relațiile:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A}_1 & \underline{B}_1 \\ \underline{C}_1 & \underline{D}_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & \underline{Z}_{T_B} \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_2 \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{A} & \underline{B} \\ \underline{C} & \underline{D} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{U}_2 \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix}$$

în care:

$$\underline{A} = \underline{A}_e + \underline{Z}_{T_A} \cdot \underline{C}_e; \quad \underline{B} = (\underline{Z}_{T_A} + \underline{Z}_{T_B})\underline{A}_e + \underline{B}_e + \underline{Z}_{T_A} \cdot \underline{Z}_{T_B} \cdot \underline{C}_e;$$

$$\underline{C} = \underline{C}_e; \quad \underline{D} = \underline{A}_e + \underline{Z}_{T_B} \cdot \underline{C}_e.$$

Din relațiile obținute se pot verifica următoarele:

1. Egalitatea coeficienților $\underline{A}$ și $\underline{D}$, corespunzătoare cuadripolilor simetrici este realizată numai dacă $\underline{Z}_{T_A} = \underline{Z}_{T_B}$, adică dacă transformatoarele din cele două stații sînt identice.

2. Este satisfăcută relația de simetrie a cuadripolului pasiv:

$$\underline{A}\underline{D} - \underline{B}\underline{C} = \underline{A}_1\underline{D}_1 - \underline{B}_1\underline{C}_1 = 1.$$

Fiind cunoscute valorile coeficienților cuadripolului echivalent grupului de elemente a sistemului de transport considerat și regimul de tensiune și de curent la una din extremități, se poate calcula regimul corespunzător de tensiune și de curent la cealaltă extremitate.

Uneori, pentru obținerea coeficienților echivalenți ai unei scheme de forma 3.6 se poate folosi metoda transfigurării, care se bazează pe relațiile de legătură dintre coeficienții schemelor în $\underline{\pi}$ și T. Metoda aceasta comportă însă calcule laborioase și din această cauză este mai puțin utilizată decît metoda coeficienților echivalenți.

c. Utilizarea ecuațiilor liniilor electrice lungi

În unele situații, pentru studierea liniilor electrice lungi ($l > 500$ km), se rezolvă direct ecuațiile cu funcții hiperbolice (3.28) sau (3.29) calculîndu-se în prealabil coeficienții $\underline{A}$, $\underline{B}$ și $\underline{C}$. În acest mod se poate constata și influența constantelor lineice ale liniilor asupra unor mărimi cum ar fi, *constanta de propagare*, *constanta de atenuare*, *constanta de fază*, *viteza de propagare* și *impedanța caracteristică*.

Constanta de propagare se determină scriind expresia acesteia sub forma:

$$\underline{\gamma} = \alpha + j\beta = \sqrt{(R_0 + j\omega L_0)(G_0 + j\omega C_0)}, \tag{3.44}$$

din care reiese prin ridicare la pătrat că:

$$\alpha^2 - \beta^2 + 2j\alpha\beta = R_0G_0 - \omega^2 L_0C_0 + j\omega(R_0C_0 + L_0G_0)$$

sau:

$$\begin{aligned} \alpha^2 - \beta^2 &= R_0G_0 - \omega^2 L_0C_0; \\ 2\alpha\beta &= \omega(R_0C_0 + L_0G_0). \end{aligned} \tag{3.45}$$

Rezolvînd acest ultim sistem de ecuații se obțin constantele de atenuare și de fază:

$$\alpha = \pm \sqrt{\frac{1}{2}(R_0G_0 - \omega^2L_0C_0) + \frac{1}{2}\sqrt{(R_0^2 + \omega^2L_0^2)(G_0^2 + \omega^2C_0^2)}} =$$

$$= \pm \sqrt{\frac{1}{2}(R_0G_0 - X_0B_0) + \frac{1}{2}Z_0Y_0}; \tag{3.46}$$

$$\beta = \pm \sqrt{\frac{1}{2}(\omega^2L_0C_0 - R_0G_0) + \frac{1}{2}\sqrt{(R_0^2 + \omega^2L_0^2)(G_0^2 + \omega^2C_0^2)}} =$$

$$= \pm \sqrt{\frac{1}{2}(X_0B_0 - R_0G_0) + \frac{1}{2}Z_0Y_0}, \tag{3.47}$$

în care s-au notat cu X_0 și B_0 reactanța inductivă lineică și susceptanța capacitivă lineică și cu Z_0 și Y_0 modulele impedanței și admitanței lineice.

Conform ecuației a doua a sistemului (3.45), mărimile α și β au simultan același semn, deoarece produsul lor este totdeauna pozitiv. Valorile *pozitive corespund deplasării undelor de la sursă către consumator*, iar cele *negative corespund deplasării undelor în sens invers.*

Viteza de propagare a undelor pe linie diferă de viteza luminii, avînd valoarea:

$$\frac{1}{v^2} = \frac{\beta^2}{\omega^2} = \frac{1}{2}\left(L_0C_0 - \frac{R_0G_0}{\omega^2}\right) + \frac{1}{2}\sqrt{\left(L_0^2 + \frac{R_0^2}{\omega^2}\right)\left(C_0^2 + \frac{G_0^2}{\omega^2}\right)} =$$

$$= \frac{1}{2}\left(L_0C_0 - \frac{R_0G_0}{\omega^2}\right) + \frac{1}{2}\sqrt{\left(L_0C_0 + \frac{R_0G_0}{\omega^2}\right)^2 + \left(\frac{R_0G_0 - L_0G_0}{\omega}\right)^2}. \tag{3.48}$$

Limita inferioară a acestei viteze se poate aprecia neglijînd termenul al doilea de sub semnul radical a cărui valoare este totdeauna pozitivă. În aceste condiții rezultă că:

$$\frac{1}{v^2} = \frac{\beta^2}{\omega^2} \geqslant \frac{1}{2}\left(L_0C_0 - \frac{R_0G_0}{\omega^2}\right) + \frac{1}{2}\left(L_0C_0 + \frac{R_0G_0}{\omega^2}\right) = L_0C_0,$$

din care se constată că:

$$v^2 \leqslant \frac{1}{L_0C_0} \text{ sau } v \leqslant \sqrt{\frac{1}{L_0C_0}},$$

adică viteza de propagare a undelor pe linia considerată prin toți parametrii săi lineici este mai mică decît viteza luminii.

Impedanța caracteristică se poate pune sub forma:

$$\underline{Z}_c = \frac{\underline{Z}_0}{\underline{Y}} = \sqrt{\frac{R_0 + j\omega L_0}{G_0 + j\omega C_0}} = a + jb, \tag{3.49}$$

în care partea reală și partea imaginară se determină printr-un calcul algebric.

Astfel, ridicînd la pătrat și separînd partea reală de cea imaginară, rezultă că:

$$a^2 - b^2 = \frac{R_0G_0 + X_0B_0}{G_0^2 + B_0^2} \text{ și } 2ab = \frac{G_0X_0 - R_0B_0}{G_0^2 + B_0^2}. \tag{3.50}$$

În loc de a rezolva acest sistem de două ecuații cu două necunoscute este mai comod să se folosească în locul celei de-a doua ecuații, o a treia dedusă prin egalarea pătratului modulului celor doi membri ai expresiei impedanței caracteristice, adică:

$$a^2 + b^2 = \sqrt{\frac{R_0^2 + X_0^2}{G_0^2 + B_0^2}}. \tag{3.51}$$

Rezultă:

$$a = \sqrt{\frac{1}{2}\,\frac{R_0G_0 + X_0B_0}{G_0^2 + B_0^2} + \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R_0^2 + X_0^2}{G_0^2 + B_0^2}}} = \frac{1}{Y_0}\sqrt{\frac{Z_0Y_0 + R_0G_0 + X_0B_0}{2}};$$

$$b = \sqrt{\frac{1}{2}\,\frac{R_0^2 + X_0^2}{G_0^2 + B_0^2} - \frac{1}{2}\sqrt{\frac{R_0G_0 + X_0B_0}{G_0^2 + B_0^2}}} = \frac{1}{Y_0}\sqrt{\frac{Z_0Y_0 - R_0G_0 - X_0B_0}{2}}. \tag{3.52}$$

În mod analog se poate determina mărimea:

$$\frac{1}{\underline{Z}_c} = \frac{\Upsilon}{\underline{Z}_0} = \sqrt{\frac{G_0 + j\omega C_0}{R_0 + j\omega L_0}} = c + jd. \tag{3.53}$$

Trebuie observat însă că:

$$\frac{1}{\underline{Z}_c} = \frac{1}{a + jb} = \frac{a}{a^2 + b^2} - j\frac{b}{a^2 + b^2} = c + jd.$$

În aceste condiții rezultă:

$$c = \frac{1}{Z_0}\sqrt{\frac{1}{2}(Z_0Y_0 + R_0G_0 + X_0B_0)};$$

$$d = -\frac{1}{Z_0}\sqrt{\frac{1}{2}(Z_0Y_0 - R_0G_0 - X_0B_0)}. \tag{3.54}$$

Ținînd seama de aceste rezultate se pot determina, fără dificultate, coeficienții $\underline{A}$, $\underline{B}$, $\underline{C}$, $\underline{D}$ ai liniilor pentru o lungime l, scriind funcțiile hiperbolice sub forma:

$$\text{ch}\,\sqrt{\underline{Z}_0\underline{Y}_0}\,l = \text{ch}\,(\alpha' + j\beta') = \text{ch}\,\alpha' \cos\beta' + j\,\text{sh}\,\alpha' \sin\beta';$$

$$\text{sh}\,\sqrt{\underline{Z}_0\underline{Y}_0}\,l = \text{sh}\,(\alpha' + j\beta') = \text{sh}\,\alpha' \cos\beta' + j\,\text{ch}\,\alpha' \sin\beta'. \tag{3.55}$$

În cazurile particulare, indicate mai jos și întîlnite în practică, relațiile obținute se scriu sub forme mai simple, care permit punerea în evidență a unor fenomene fizice importante.

a. **Linii electrice fără pierderi** $(R_0 \approx 0;\ G_0 \approx 0)$

Această situație ideală nu se poate întîlni în mod practic, însă sensul unor fenomene fizice se păstrează și se pot pune mai ușor în evidență, decît dacă s-ar considera cei patru parametri lineici. Rezultatele care se obțin sînt următoarele:

$$\gamma = \mathrm{j}\beta = \mathrm{j}\omega\sqrt{L_0C_0};\quad \underline{\gamma}l = \mathrm{j}\omega l\sqrt{L_0C_0};\quad v = \frac{\omega}{\beta} = \frac{1}{\sqrt{L_0C_0}};\quad \underline{Z}_c = Z_{c0} = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}}$$

$$A = \cos\frac{2\pi l}{\lambda};\qquad B = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}}\sin\frac{2\pi l}{\lambda};\qquad C = \sqrt{\frac{C_0}{L_0}}\sin\frac{2\pi l}{\lambda}.$$

Ele pun în evidență faptul că undele de tensiune și de curent sînt în fază ($\psi = 0$) și se propagă neatenuate pe linie ($\alpha = 0$) și cu o aceeași viteză egală cu viteza luminii (pentru linii neferomagnetice aeriene). Ecuațiile de funcționare a liniilor care corespund relațiile (3.34) se exprimă cu ajutorul funcțiilor trigonometrice.

b. **Linii electrice aeriene industriale**

Este de menționat că, de obicei, aceste linii aeriene au rezistența și conductanța laterală mici în raport cu reactanța inductivă, respectiv cu susceptanța capacitivă. Acest fapt permite unele simplificări:
Constanta de propagare se poate pune sub forma:

$$\underline{\gamma} = \alpha + \mathrm{j}\beta = \mathrm{j}\omega\sqrt{L_0C_0}\sqrt{\left(1 - \mathrm{j}\frac{R_0}{\omega L_0}\right)\left(1 - \mathrm{j}\frac{G_0}{\omega C_0}\right)}. \qquad (3.56)$$

Dezvoltînd în serie radicalii și considerînd numai primii doi termeni, se obține:

$$\underline{\gamma} \approx \mathrm{j}\omega\sqrt{L_0C_0}\left[\left(1 - \mathrm{j}\frac{R_0}{2\omega L_0}\right)\left(1 - \mathrm{j}\frac{G_0}{2\omega C_0}\right)\right] =$$

$$= \mathrm{j}\omega\sqrt{L_0C_0}\left[1 - \frac{\mathrm{j}}{\omega}\left(\frac{R_0 + G_0}{2}\right) - \frac{R_0G_0}{4\omega^2L_0C_0}\right],$$

din care reiese că:

$$\alpha \approx \frac{R_0}{2}\sqrt{\frac{C_0}{L_0}} + \frac{G_0}{2}\sqrt{\frac{L_0}{C_0}};\qquad \beta \approx \omega\sqrt{L_0C_0} - \frac{R_0G_0}{4\omega^2L_0C_0} = \sqrt{X_0B_0} - \frac{R_0G_0}{4X_0B_0}.$$

Dacă se neglijează conductanța laterală G_0, relațiile mărimilor α și β se pot scrie sub forma simplificată:

$$\alpha \approx \frac{R_0}{2}\sqrt{\frac{C_0}{L_0}};\qquad \beta \approx \omega\sqrt{L_0C_0};\qquad v \approx \frac{1}{\sqrt{L_0C_0}},$$

iar *impedanța caracteristică* și inversul acesteia devin:

$$\underline{Z}_c \approx \sqrt{\frac{Z_0+X_0}{2B_0}} + \mathrm{j}\sqrt{\frac{Z_0-X_0}{2B_0}}; \qquad \frac{1}{\underline{Z}_c} \approx \sqrt{\frac{B_0}{2Z_0}\left(1+\frac{X_0}{Z_0}\right)} - \mathrm{j}\sqrt{\frac{B_0}{2Z_0}\left(1-\frac{X_0}{Z_0}\right)}.$$

Dezvoltarea calculelor pentru aceste două mărimi permite să se observe că se pot face și alte simplificări. Astfel ele se pot scrie și sub forma:

$$\underline{Z}_c = \sqrt{\frac{X_0\left(1+\frac{R_0^2}{2X_0^2}\right)+X_0}{2B_0}} + \mathrm{j}\sqrt{\frac{X_0\left(1+\frac{R_0^2}{2X_0^2}\right)-X_0}{2B_0}} \approx$$

$$\approx \sqrt{\frac{X_0}{B_0}} + \mathrm{j}\frac{R_0}{2\sqrt{X_0B_0}}, \tag{3.57}$$

în care s-a dezvoltat în serie expresia:

$$Z_0 = \sqrt{R_0^2+X_0^2} = X_0\sqrt{1+\frac{R_0^2}{X_0^2}} \approx X_0\left(1+\frac{R_0^2}{2X_0^2}\right)$$

și s-au considerat numai primii doi termeni, neglijîndu-se în același timp, în partea reală, termenul $\frac{R_0^2}{2X_0^2} \ll 2X_0$.

Procedînd în mod analog se determină și expresia inversului impedanței caracteristice, obținîndu-se:

$$\frac{1}{\underline{Z}_c} = c - \mathrm{j}d \approx \frac{1}{Z_0}\left[\sqrt{\frac{X_0\left(1+\frac{R_0^2}{2X_0^2}\right)B_0+X_0B_0}{2}} - \right.$$

$$\left. - \mathrm{j}\sqrt{\frac{X_0\left(1+\frac{R_0^2}{2X_0^2}\right)B_0-X_0B_0}{2}}\right] \approx \frac{\sqrt{X_0B_0}}{Z_0} - \mathrm{j}\frac{R_0}{2Z_0}\sqrt{\frac{B_0}{X_0}} =$$

$$= \frac{2\pi}{Z_0\lambda} - \mathrm{j}\frac{R_0}{2Z_0}\sqrt{\frac{C_0}{L_0}}. \tag{3.58}$$

Ținînd seama de aceste determinări și de relațiile (3.55) se poate scrie că:

$$\underline{A} = \mathrm{ch}\,\frac{R}{2}\sqrt{\frac{C_0}{L_0}}\cos\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}\,\mathrm{sh}\,\frac{R}{2}\sqrt{\frac{C_0}{L_0}}\sin\frac{2\pi l}{\lambda};$$

$$\underline{B} = \left(\sqrt{\frac{X_0}{B_0}} + \mathrm{j}\frac{R_0}{2\sqrt{X_0B_0}}\right)\left(\mathrm{sh}\,\frac{R}{2}\sqrt{\frac{C_0}{L_0}}\cos\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}\,\mathrm{ch}\,\frac{R}{2}\cdot\sqrt{\frac{C_0}{L_0}}\sin\frac{2\pi l}{\lambda}\right); \tag{3.59,a}$$

$$\underline{C} = \left(\frac{2\pi}{Z_0\lambda} - \frac{R_0}{2Z_0}\sqrt{\frac{C_0}{L_0}}\right)\left(\operatorname{sh}\frac{R}{2}\sqrt{\frac{C_0}{L_0}}\cos\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}\operatorname{ch}\frac{R}{2}\sqrt{\frac{C_0}{L_0}}\sin\frac{2\pi l}{\lambda}\right),$$

în care s-a ținut seama că $R_0 l = R$; $\omega l\sqrt{L_0C_0} = \frac{2\pi l}{\lambda}$; $\lambda = \frac{v}{f} = \frac{1}{f\sqrt{L_0C_0}}$.

Considerînd în aceste relații că $\sqrt{\frac{L_0}{C_0}} \approx Z_c (Z_c = 250 \div 400\ \Omega)$ și ținînd seama că $\frac{R}{2}\sqrt{\frac{C_0}{L_0}} \approx \frac{R}{2Z_c} \ll 1$ se poate scrie că:

$$\operatorname{sh}\alpha \approx \alpha \text{ și } \operatorname{ch}\alpha \approx 1.$$

În aceste condiții, mărimile, $\underline{A}$, $\underline{B}$ și $\underline{C}$ se pun sub forma:

$$\underline{A} = \cos\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}\frac{R}{2Z_c}\sin\frac{2\pi l}{\lambda};$$

$$\underline{B} \approx \frac{R}{2}\cos\frac{2\pi l}{\lambda} - \frac{R_0\lambda}{4}\sin\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}Z_c\left(\sin\frac{2\pi l}{\lambda} + \frac{R_0^2 l\lambda}{8\pi Z_c^2}\cdot\cos\frac{2\pi l}{\lambda}\right); \tag{3.59,b}$$

$$\underline{C} \approx \frac{\pi R}{Z_0Z_c\lambda}\cdot\cos\frac{2\pi l}{\lambda} + \frac{R_0}{2Z_0Z_c}\sin\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}\left(\frac{2\pi}{Z_0\lambda}\sin\frac{2\pi l}{\lambda} - \frac{R_0^2 l}{4Z_c^2Z_0}\cos\frac{2\pi l}{\lambda}\cdot\right.$$

Rezultatele obținute se pot încă simplifica. Astfel, dacă se neglijează termenul al doilea al părții imaginare din expresiile coeficienților $\underline{B}$ și $\underline{C}$, care este mult prea mic în raport cu primul, se obține:

$$\underline{B} \approx \frac{R}{2}\cos\frac{2\pi l}{\lambda} - \frac{R_0\lambda}{4\pi}\sin\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}Z_c\sin\frac{2\pi l}{\lambda}; \tag{3.59,c}$$

$$\underline{C} \approx \frac{\pi R}{Z_0Z_c\lambda}\cdot\cos\frac{2\pi l}{\lambda} + \frac{R_0}{2Z_0Z_c}\sin\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}\frac{2\pi}{Z_c\lambda}\sin\frac{2\pi l}{\lambda}.$$

În consecință, ecuațiile liniilor electrice lungi, cînd se cunosc mărimile de ieșire, se pot scrie sub forma:

$$\underline{U}_1 = \underline{U}_2\left(\cos\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}\frac{R}{2Z_c}\sin\frac{2\pi l}{\lambda}\right) + \underline{I}_2\left(\frac{R}{2}\cos\frac{2\pi l}{\lambda} - \right.$$

$$\left. - \frac{R_0\lambda}{4\pi}\sin\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}Z_c\sin\frac{2\pi l}{\lambda}\right);$$

$$\underline{I}_1 = \underline{U}_2\left(\frac{\pi R}{Z_0Z_c\lambda}\cos\frac{2\pi l}{\lambda} + \frac{R_0}{2Z_0Z_c}\sin\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}\frac{2\pi}{Z_0\lambda}\sin\frac{2\pi l}{\lambda}\right) + \tag{3.59,d}$$

$$+ \underline{I}_2\left(\cos\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}\frac{R}{2Z_c}\sin\frac{2\pi l}{\lambda}\right).$$

3.2.2. METODE GRAFICE DE CALCUL A LINIILOR ELECTRICE LUNGI

Uneori, pentru calculul și studierea regimurilor de funcționare ale liniilor electrice lungi, se pot utiliza anumite grafice, cu ajutorul cărora se exprimă legătura dintre mărimile de intrare și cele de ieșire — tensiune, curenți, puteri.

a. Diagrama tensiunilor (diagrama cu un pol)

Un prim grafic folosește diagramele fazoriale ale tensiunilor și curenților, completate cu anumite topograme. În acest scop, se folosesc ecuațiile generale ale liniilor electrice sub forma:

$$\underline{U}_1 = \underline{A}\underline{U}_2 + \underline{B}\underline{I}_2; \quad \underline{I}_1 = \underline{C}\underline{U}_2 + \underline{D}\underline{I}_2,$$

în care se notează:

$$\underline{A} = A\underline{|\alpha}; \quad \underline{B} = B\underline{|\beta}; \quad \underline{C} = C\underline{|\eta}; \quad \underline{D} = D\underline{|\delta}; \quad \underline{I}_2 = I_2\underline{|-\varphi_2};$$

$$\underline{U}_2 = U_2\underline{|0}.$$

Pentru întocmirea diagramelor fazoriale din figura 3.7 se procedează astfel:

— se alege tensiunea $\underline{U}_2 = \overline{OU_2}$ ca origine de fază și ca unitate de măsură a tensiunii; fazorul $\underline{A}\underline{U}_2 = OO_1$ face cu axa reală unghiul α și reprezintă mărimea și faza tensiunii, cînd sistemul funcționează în gol la extremitatea receptoare;

— curentul $\underline{I}_2$ la sosire este decalat inductiv cu unghiul φ_2; fazorul $\underline{B}\underline{I}_2$ determinat de segmentul $\overline{O_1M}$, face cu axa reală unghiul $\beta - \varphi_2$;

— fazorul $\underline{C}\underline{U}_2$ corespunde segmentului $\overline{OO_1'}$ care face cu axa reală unghiul η, iar fazorul $\underline{D}\underline{I}_2$ reprezentat prin segmentul $\overline{O_1'M_1'}$ face cu axa reală unghiul $\delta - \varphi_2$. Pentru trasarea direcției fazorului $\underline{D}\underline{I}_2$ se consideră $\delta < \varphi_2$, ceea ce corespunde realității;

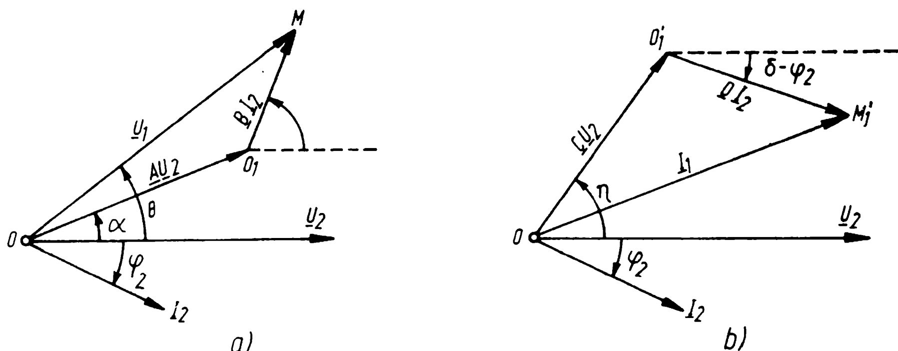


Fig. 3.7. Diagramele fazoriale ale liniilor lungi:
a — diagrama tensiunilor; b — diagrama curenților.

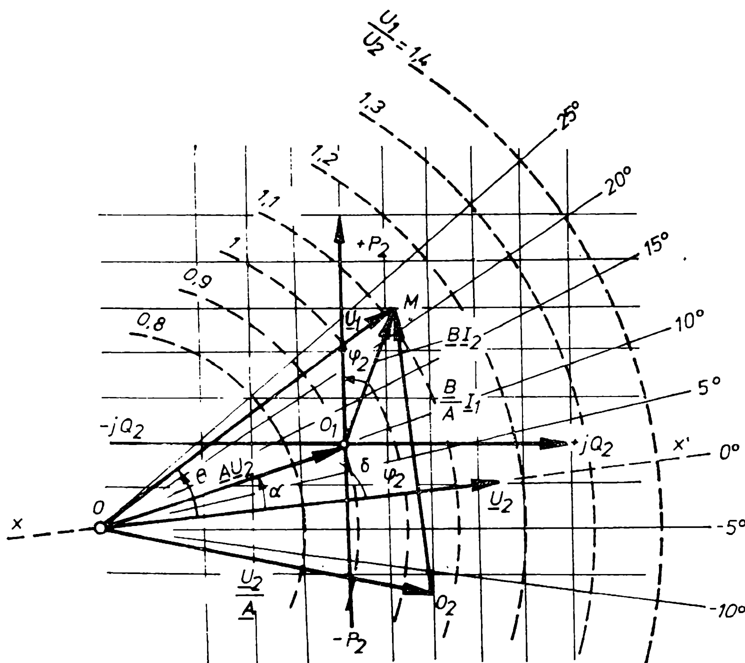


Fig. 3.8. Topogramele liniilor electrice lungi.

— segmentele $\overline{OM}$ și $\overline{OM'_1}$ reprezintă, la o anumită scară, tensiunea și curentul la intrarea în linie, care pot fi determinate fără dificultate pentru fiecare regim în parte.

Unghiul de defazaj dintre tensiunea de la ieșirea și cea de la intrarea în linie a fost notat cu θ și valoarea lui are mare importanță în aprecierea stabilității de funcționare în paralel a instalațiilor electrice.

Diagramele date în figura 3.7 pot fi completate cu anumite topograme, astfel încît să permită determinarea tuturor condițiilor de funcționare ale unei linii, în diferite regimuri de funcționare, corespunzătoare punctelor M și M'_1.

În figura 3.8 s-a considerat diagrama tensiunilor și s-au trasat, prin punctul O_1, axele puterilor active și reactive, în așa fel încît axa puterilor active să facă cu dreapta O_1M unghiul φ_2, iar axa puterilor reactive să fie perpendiculară pe prima. Pe aceeași figură s-a reprezentat tensiunea $\underline{U}_1$ a liniei, în funcție de tensiunea $\underline{U}_2$ și de curentul $\underline{I}_1$. În acest scop, din ecuația generală a curenților s-a determinat $\underline{I}_2 = \varphi(\underline{U}_2, \underline{I}_1)$ sub forma:

$$\underline{I}_2 = \frac{\underline{I}_1}{\underline{D}} - \frac{\underline{C}}{\underline{D}} \underline{U}_2,$$

care s-a introdus în ecuația tensiunilor, obținîndu-se:

$$\underline{U}_1 = \underline{A}\underline{U}_2 + \frac{\underline{B}}{\underline{D}} \underline{I}_1 - \frac{\underline{B}\underline{C}}{\underline{D}} \underline{U}_2 = \frac{\underline{U}_2}{\underline{D}} + \frac{\underline{B}}{\underline{D}} \underline{I}_1.$$

Termenul $\frac{\underline{U}_2}{\underline{D}}$ reprezintă fazorul $\underline{OQ}_2$ care face cu axa reală unghiul $-\delta = -\alpha$ ($\underline{D} = \underline{A}$), iar termenul $\frac{\underline{B}}{\underline{D}} \cdot \underline{I}_1$, corespunde fazorului $\underline{O_2M}$ care face cu axa reală unghiul $\beta - \delta - \varphi_1$.

Mărimile $\frac{\underline{B}}{\underline{D}} = \frac{\underline{B}}{\underline{A}}$ și $\frac{\underline{C}}{\underline{D}} = \frac{\underline{C}}{\underline{A}}$ constituie *impedanța* și *admitanța aparentă*, măsurate la intrarea în linie, cînd capătul de ieșire este scurtcircuitat sau în gol.

În figura 3.8 s-au trasat și următoarele topograme:

— topograma puterilor active și reactive la capătul de ieșire din linie, care reprezintă curbe de puteri constante, determinate prin carioajul de drepte paralele la cele două axe. Dreptele paralele la $\overline{O_1Q_2}$ reprezintă puteri active constante, iar cele paralele la $\overline{O_1P_2}$, puteri reactive constante;

— topograma tensiunilor la extremitatea cu tensiunea necunoscută, formată dintr-o familie de cercuri concentrice de tensiune egală la plecare, cu centrul în O, notate fie direct în volți, fie prin rapoartele dintre tensiunile de intrare și de ieșire din linie, $\frac{U_1}{U_2} = k$;

— topograma defazajelor tensiunii necunoscute, alcătuită dintr-un fascicul de drepte concentrice în punctul O, gradate în grade, cu ajutorul căreia se determină direct unghiul θ dintre cele două tensiuni;

— topograma pierderilor de putere activă și reactivă, reprezentate prin familii de cercuri concentrice ale căror centre sînt situate pe axa tensiunii la sosire (netrasate pe figura 3.8).

Orice regim de funcționare la extremitatea receptoare, definit prin puterea activă P_2 și cea reactivă Q_2, absorbite sub o tensiune constantă U_2 este reprezentat printr-un punct M prin care trec:

— un cerc de egală tensiune care fixează valoarea relativă sau absolută a tensiunii $\underline{U}_1$ la plecare, în modul;

— o dreaptă de egal defazaj care dă valoarea unghiului θ dintre tensiunea de la ieșirea și cea de la intrarea în linie;

— un cerc al pierderilor de putere activă care corespunde unor valori $p =$ const. și un cerc al pierderilor de putere reactivă, care corespunde unor valori $q =$ const.

Puterile la intrarea în linie, pentru un anumit regim de funcționare, vor fi date de relațiile:

$$P_1 = P_2 + p \text{ și } Q_1 = Q_2 + q.$$

Cunoscînd P_1, Q_1 și U_1 se poate calcula I_1 și factorul de putere corespunzător, cos φ. De asemenea, se pot calcula randamentul de funcționare al transportului de putere, precum și căderile de tensiune în linie.

După cum se vede din figura 3.8 se caroiază toate cele patru cadrane ale puterilor. Prin convenție, puterile active și reactive sînt pozitive cînd ele au sensul de curgere către extremitatea unde regimul este cunoscut.

b. Diagramele circulare ale liniilor (diagramele cu doi poli)

În cazurile mai complicate ale unor instalații de transport reprezentate prin cuadripoli nesimetrici sau cînd, de exemplu, se dau puterile P_2 și Q_2 la extremitatea de ieșire și $\underline{U}_1$ la extremitatea de intrare în linie, este avantajos să se utilizeze *diagramele cu doi poli* sau *diagramele circulare*.

Pentru trasarea acestora se folosesc relațiile de definiție ale puterilor monofazate, la intrarea și la ieșirea din linie:

$$\underline{S}_1 = \underline{U}_1\underline{I}_1^* = P_1 + jQ_1 \quad \text{și} \quad \underline{S}_2 = \underline{U}_2\underline{I}_2^* = P_2 + jQ_2, \tag{3.60}$$

în care $\underline{I}_1$ și $\underline{I}_2$ se exprimă ca funcții de tensiunile $\underline{U}_1$ și $\underline{U}_2$ considerate cunoscute, sub forma:

$$\underline{I}_1 = \frac{\underline{D}}{\underline{B}}\underline{I}_1 - \frac{\underline{U}_2}{\underline{B}} \text{ și } \underline{I}_2 = \frac{\underline{U}_1}{\underline{B}} - \frac{\underline{A}}{\underline{B}}\underline{U}_2. \tag{3.61}$$

Folosind relația (3.61) în (3.60) se poate scrie că:

$$\begin{aligned} \underline{S}_1 &= \underline{U}_1^2\frac{\underline{D}^*}{\underline{B}^*} - \frac{\underline{U}_1\underline{U}_2^*}{\underline{B}^*} C_1\underline{|\beta - \delta} - R\underline{|\beta + \theta}; \\ \underline{S}_2 &= -\underline{U}_2^2\frac{\underline{A}^*}{\underline{B}^*} + \frac{\underline{U}_1^*\underline{U}_2}{\underline{B}^*} = -C_2\underline{|\beta - \alpha} + R\underline{|\beta - \theta}, \end{aligned} \tag{3.62}$$

în care s-a considerat $\underline{U}_2$ ca origine de fază și $\underline{U}_1 = U_1\underline{|\theta}$ și s-au făcut notațiile generale:

$$C_1 = U_1^2\frac{D}{B}; \quad C_2 = U_2^2\frac{A}{B} \text{ și } R = \frac{U_1U_2}{B}.$$

Din aceste relații se pot determina analitic și reprezenta grafic puterile active și reactive la bornele de intrare și de ieșire ale liniei, ale căror valori sînt:

$$\begin{aligned} P_1 &= C_1\cos(\beta - \delta) - R\cos(\beta+\theta) = U_1\frac{D}{B}\cos(\beta - \delta) - \frac{U_1U_2}{B}\cos(\beta + \theta); \\ Q_1 &= C_1\sin(\beta - \delta) - R\sin(\beta + \theta) = U_1^2\frac{D}{B}\sin(\beta - \delta) - \frac{U_1U_2}{B}\sin(\beta + \theta); \\ P_2 &= -C_2\cos(\beta-\alpha) + R\cos(\beta-\theta) = -U_2^2\frac{A}{B}\cos(\beta - \alpha) + \frac{U_1U_2}{B}\cos(\beta-\theta); \\ Q_2 &= -C_2\sin(\beta - \alpha) + R\sin(\beta - \theta) = -U_2^2\frac{A}{B}\sin(\beta - \alpha) + \frac{U_1U_2}{B}\sin(\beta - \theta). \end{aligned} \tag{3.63}$$

Aceste relații arată că dacă U_1 și U_2 sînt constante, singura variabilă este unghiul θ. În consecință, ele exprimă grafic locul geometric după care variază puterile active și reactive la intrarea și la ieșirea din linie, în funcție de unghiul θ. Trasarea acestui loc geometric este făcută în figura 3.9 pentru care s-au folosit ecuațiile fazoriale ale puterilor (3.62), în care fazorii $\underline{C}_1$ și $\underline{C}_2$ sînt constanți ca mărime și fază, în timp ce fazorii $\underline{R}_1$ și $\underline{R}_2$ sînt constanți ca mărime, însă cu fază variabilă. După cum se observă din figură, fazorii $\underline{S}_1$ și $\underline{S}_2$ se deplasează pe cercuri de rază $R = \frac{U_1 U_2}{B}$, care constituie diagramele circulare de putere ale liniei.

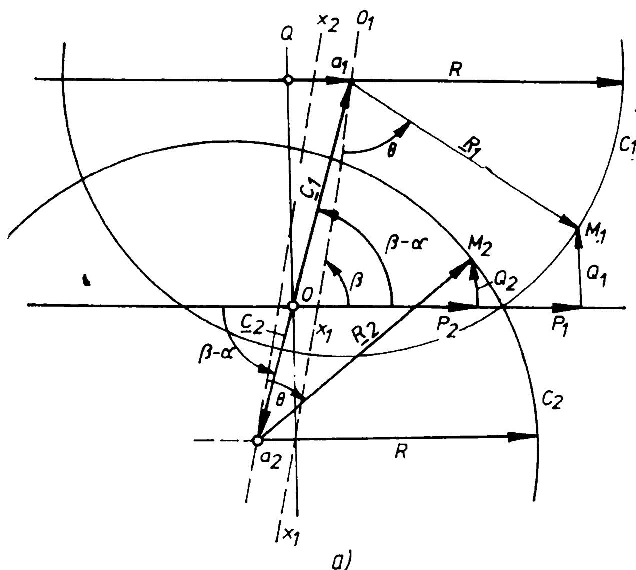
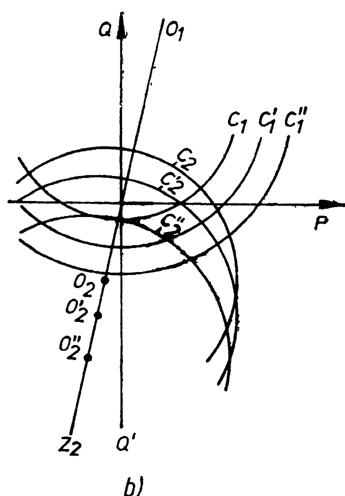
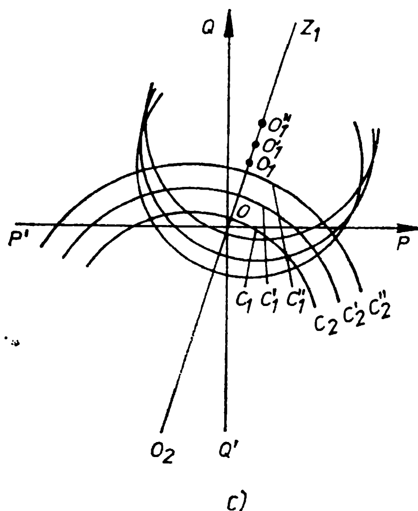


Fig. 3.9. Diagramele circulare ale liniilor electrice lungi:
a – U_1 și U_2 constante; *b* – U_1 = constant și U_2=variabil; *c* – U_1= variabil și U_2 = constant.





La creșterea unghiului θ fazorul R se rotește în sens contrar acelor unui ceasornic pe cercul mărimilor de intrare și în același sens cu acele unui ceasornic, pe cercul mărimilor de ieșire din linie. Coordonatele centrelor cercurilor c_1 și c_2, corespund punctelor O_1 și O_2 care sînt fixate de fazorii $\underline{C}_1$ și $\underline{C}_2$.

Regimul de funcționare la extremitatea de intrare este determinat de punctul M_1 de pe cercul c_1, iar cel de la extremitatea de ieșire corespunde punctului M_2 de pe cercul c_2. Puterile active și reactive reprezintă proiecțiile fazorilor $\underline{S}_1$ și $\underline{S}_2$ pe axa reală și imaginară și, dacă diagrama este întocmită în unități de măsură, ele se măsoară direct. Dreptele $\overline{O_1x_1}$ și $\overline{O_2x_2}$ fac unghiul β cu axa $\overline{OP}$, iar unghiurile $\widehat{x_1O_1M_1}$ și $\widehat{x_2O_2M_2}$ reprezintă defazajul dintre tensiunile de intrare și de ieșire din linie.

Diagramele circulare trasate în figura 3.9 permit să se tragă următoarele concluzii.

1. Centrele O_1 și O_2 ale cercurilor sînt coliniare numai dacă $\beta - \alpha = \beta - \delta$, adică dacă $\underline{A} = \underline{D}$ (cuadripol simetric).

2. Puterile active și reactive la intrarea și la ieșirea din linie cresc cu unghiul θ și ating valorile maxime cînd fazorul R se află în poziție orizontală. Dacă se notează cu a_1 și a_2 coordonatele după axa reală ale centralelor O_1 și O_2 (părțile reale ale fazorilor $\underline{C}_1$ și $\underline{C}_2$), rezultă că:

$$P_{1\,max} = a_1 + R = U_1^2 \frac{D}{B} \cos(\beta - \delta) + \frac{U_1U_2}{B};$$
$$P_{2max} = -a_2 + R = -U_2^2 \frac{A}{B} \cos(\beta - \alpha) + \frac{U_1U_2}{B}. \tag{3.64}$$

3. Poziția centrului O_1 este fixată de valoarea tensiunii $\underline{U}_1$ și aceea a centrului O_2 de valoarea tensiunii $\underline{U}_2$. Dacă mărimea U_1 este fixată și se variază U_2, se obține o dublă familie de cercuri: cercurile c_1, c_1', c_1'' ... sînt concentrice, în timp ce centrele O_2, O_2', O_2'' ale cercurilor c_2, c_2', c_2'' se deplasează pe o dreaptă fixă $\overline{OZ_2}$, ca în figura 3.9,*b*. Reciproc, dacă U_2 este menținută constantă și U_1 se variază, cercurile c_2, c_2', c_2''... sînt concentrice, în timp ce centrele O_1, O_1', O_1'' ale cercurilor c_1, c_1', c_1''... sînt situate pe dreapta fixă OZ_1, ca în figura 3.9, *c*.

4. Dacă liniile sînt considerate fără pierderi, partea reală a cantităților complexe C este nulă. În consecință, centrele diagramelor circulare sînt situate pe axa mărimilor imaginare, iar valoarea puterilor transmise este egală cu raza diagramelor circulare. În cazul unor astfel de linii, puterea la ieșire este egală cu puterea la intrarea în linie.

3.3. REGIMURI DE FUNCȚIONARE A LINIILOR ELECTRICE LUNGI

Regimurile de funcționare ale liniilor electrice lungi se pot studia ținînd seama de unul din următorii trei factori: *gradul de încărcare cu putere activă și reactivă, nivelul tensiunilor la cele două capete și lungimea lor în raport cu lungimea de undă.*

În acest caz se va studia *funcționarea liniilor în regim caracteristic*, cînd închiderea acestora se face pe o impedanță egală cu impedanța caracteristică și *funcționarea liniilor în gol*, cînd impedanța de închidere este practic infinită. Aceste două regimuri prezintă un interes practic, deoarece pun în evidență anumite aspecte fizice, care sînt legate de elemente de proiectare și de exploatare a liniilor.

Funcționarea liniilor în regim de scurtcircuit, cînd impedanța de închidere este teoretic nulă, nu prezintă un interes practic, deoarece această situație este întîlnită în mod excepțional în cazul unor încercări de recepție. De aceea, vor fi amintite numai anumite rezultate care vor permite interpretarea unor fenomene fizice.

3.3.1.1. *Funcționarea liniilor electrice în regim caracteristic.* Se reiau ecuațiile de funcționare ale unei linii electrice sub forma:

$$\underline{U} = \underline{U}_2 \operatorname{ch} \underline{\gamma} x' + \underline{Z}_c \underline{I}_2 \operatorname{sh} \underline{\gamma} x';$$

$$\underline{I} = \frac{\underline{U}_2}{\underline{Z}_c} \operatorname{sh} \underline{\gamma} x' + \underline{I}_2 \operatorname{ch} \underline{\gamma} x'$$

și se consideră că linia alimentează un consumator, a cărui impedanță $\underline{Z} = \underline{Z}_c$. Evident că tensiunea liniei la capătul de alimentare al consumatorului are valoarea $\underline{U}_2 = \underline{Z}_c \underline{I}_2$. Luînd $\underline{U}_2$ ca origine de fază rezultă că $\varphi_2 = -\psi$, adică argumentul impedanței caracteristice este egal și de semn contrar cu argumentul curentului absorbit de consumator. În aceste condiții, ecuațiile de funcționare ale liniei devin:

$$\underline{U} = \underline{U}_2 (\operatorname{ch} \underline{\gamma} x' + \operatorname{sh} \underline{\gamma} x') = \underline{U}_2 e^{\underline{\gamma} x'};$$

$$\underline{I} = \frac{\underline{U}_2}{\underline{Z}_c} (\operatorname{ch} \underline{\gamma} x' + \operatorname{sh} \underline{\gamma} x') = \underline{I}_2 e^{\underline{\gamma} x'}, \tag{3.65}$$

care arată că există un *regim particular* pentru care tensiunea și curenții *conservă în lungul liniei același raport* egal cu impedanța caracteristică. Defazajul dintre acestea este de asemenea constant și egal cu argumentul impedanței caracteristice.

Valoarea efectivă a tensiunii și curentului se determină scriind modulul ecuațiilor (3.65), adică:

$$U = U_2 \, e^{\alpha x'} \text{ și } I = I_2 \, e^{\alpha x'} \tag{3.66}$$

și arată că variază exponențial în lungul liniei.

Pentru capătul de intrare al liniei ($x' = l$) relațiile (3.65) devin:

$$\underline{U}_1 = \underline{U}_2 \, e^{\underline{\gamma} l} = \underline{Z}_c \underline{I}_2 \, e^{\underline{\gamma} l};$$

$$\underline{I}_1 = \underline{I}_2 \, e^{\underline{\gamma} l} = \frac{\underline{U}_2}{\underline{Z}_c} e^{\underline{\gamma} l} \tag{3.67}$$

și raportul dintre cele două mărimi este evident egal cu impedanța caracteristică.

Dacă se exprimă tensiunea și curentul pe linie în funcție de mărimile de intrare, se poate pune în evidență un fenomen important și anume că, în cazul cînd linia funcționează în regim caracteristic, de-a lungul acesteia nu există unde reflectate, ceea ce are influență asupra pierderilor de putere.

Într-adevăr, se poate scrie că:

$$\underline{U} = \underline{U}_1 e^{-\gamma(l-x)} = e^{-\alpha(l-x)} \cdot U_1 \underline{|-\beta(l-x)};$$
$$\underline{I} = \frac{\underline{U}_1}{\underline{Z}_c} e^{-\gamma(l-x)} = e^{-\alpha(l-x)} \cdot \frac{U_1}{Z_c} \underline{|-\beta(l-x)-\psi} \qquad (3.68)$$

adică, cele două mărimi, tensiunea și curentul, pot fi reprezentate printr-un singur fazor al cărui modul scade exponențial cu distanța de la sursă la consumator; fazorul de curent este defazat cu unghiul ψ în urma tensiunii, acest argument variind proporțional cu distanța respectivă.

Dacă se exprimă relațiile (3.68) în valori instantanee se determină că:

$$u = \sqrt{2} U_1 e^{-\alpha(l-x)} \cdot \cos[\omega t - \beta(l-x)];$$
$$i = \sqrt{2} \frac{U_1}{Z} e^{-\alpha(l-x)} \cdot \cos[\omega t - \beta(l-x) - \psi], \qquad (3.69)$$

adică tensiunea și curentul sînt reprezentate numai prin unda directă, unda reflectată anulîndu-se. În aceste condiții linia se comportă ca o linie de lungime infinită, transmiterea de putere în lungul ei de la sursă la consumator, efectuîndu-se numai prin unde directe, fapt care conduce la micșorarea pierderilor de putere.

Puterea monofazată într-un punct oarecare al liniei se determină cu relația:

$$\underline{S}_c = P_c + jQ_c = \underline{U} \cdot \underline{I}^* = \frac{U^2}{Z_c} (\cos\psi + j\sin\psi), \qquad (3.70)$$

care reprezintă o putere aparentă caracteristică, cu componentele ei, activă și reactivă.

Conform acestei ultime relații rezultă:

— pentru intrarea în linie $(x' = l)$:

$$P_{1c} = \frac{U_1^2}{Z_c} \cos\psi; \quad Q_{1c} = \frac{U_1^2}{Z_c} \sin\psi; \qquad (3.71)$$

— pentru ieșirea din linie $(x' = 0)$:

$$P_{2c} = \frac{U_2^2}{Z_c} \cos\psi; \quad Q_{2c} = \frac{U_2^2}{Z_c} \cdot \sin\psi. \qquad (3.72)$$

Puterea activă de la extremitatea receptoare a liniei din relația (3.72) se numește *puterea caracteristică* sau *puterea naturală a liniei*. Conform celor arătate mai sus ea se transportă numai prin unde directe de curent și de tensiune.

În cazul liniei ideale fără pierderi $R_0 = G_0 = 0$, evident că $\psi = 0$*, impedanța caracteristică reprezintă o mărime reală de natura unei rezistențe ohmice, iar tensiunea și curentul sînt în fază pe linie, adică maximele și minimele undelor de tensiune și de curent coincid în spațiu și timp. Aceste unde se deplasează în lungul liniei cu viteza $\frac{\omega}{\beta}$, egală cu viteza luminii. Partea reală a constantei de propagare γ, din relațiile (3.67) se anulează, iar modulele tensiunii și curentului sînt constante în lungul liniei, adică cele două mărimi își conservă valorile. În aceste condiții, puterea naturală a liniei are valoarea:

$$P_{nat} = \frac{U_2^2}{Z_c}. \tag{3.73}$$

Cînd se realizează acest regim, în fiecare punct al liniei, energia electrostatică, $\frac{1}{2} C_0 \, dx \, U^2$ și energia electromagnetică, $\frac{1}{2} L_0 \, dx \, I^2$, se compensează reciproc, adică punctele în care intensitățile cîmpurilor, magnetic și electric, sînt maxime sau minime coincid. Transportul de energie se face ca și în curent continuu; în acest caz se zice că linia este *autocompensată*.

Puterea naturală a unei linii electrice reprezintă o dată foarte importantă, cu ajutorul căreia se poate indica, orientativ, în fiecare caz particular, tensiunea de serviciu, care trebuie acceptată în condiții tehnice și economice avantajoase, pentru a transporta o putere determinată. Ținînd seama că impedanța caracteristică a liniilor aeriene cu un singur conductor pe fază este practic independentă de tipul liniei și egală aproximativ cu 400 Ω, iar impedanța caracteristică a liniilor subterane este de circa 10 ori mai mică, rezultă că puterea naturală depinde aproape exclusiv de tensiunea nominală. În general, se pot estima următoarele puteri naturale ale liniilor electrice aeriene (cablu), calculate cu relația (3.73):

— pentru tensiunea de 110 kV: $P_{nat} = 30$ MW (300 MW);

— pentru tensiunea de 220 kV: $P_{nat} = 120$ MW (1200 MW);

— pentru tensiunea de 400 kV: $P_{nat} = 400$ MW.

Cifrele din paranteze corespund liniilor electrice subterane. În cazul liniilor electrice aeriene echipate cu conductoare fasciculate, ținînd seama că impedanța caracteristică este mai mică cu 25÷40% în raport cu valoarea de mai sus, puterea naturală crește corespunzător. De exemplu, pentru tensiunile de 220 kV și 400 kV, puterile naturale cresc în funcție de numărul conductoarelor folosite pe fiecare fază, pînă la valori de ordinul a 160÷170 MW, respectiv 550÷600 MW.

---

* Aceeași condiție $\psi = 0$ există și în cazul cînd se îndeplinește condiția lui Heaviside pentru linii lungi: $\frac{R_0}{L_0} = \frac{G_0}{C_0}$.

3.3.1.2. *Funcționarea liniilor electrice în gol.* Uneori, liniile electrice de înaltă tensiune funcționează cu capătul de la receptor deschis, ceea ce face ca ele să se comporte ca o capacitate, generînd o anumită putere reactivă și contribuind la îmbunătățirea nivelului de tensiune în rețele.

În aceste condiții ($I_2 = 0$ și $Z_2 = \infty$), condițiile generale de funcționare ale liniei, devin:

$$\underline{U}_{10} = \underline{A}\underline{U}_{20} = \underline{U}_{20} \operatorname{ch} \underline{\gamma} l;$$

$$\underline{I}_{10} = \underline{C}\underline{U}_{20} = \frac{\underline{U}_{20}}{\underline{Z}_c} \operatorname{sh} \underline{\gamma} l = \frac{\underline{C}}{\underline{A}} \underline{U}_{10}.$$

Deoarece la o linie în gol tensiunea crește către capătul deschis, este interesant de urmărit variația raportului dintre tensiuni și de pus în evidență anumite aspecte fizice. Astfel, ținînd seama de valoarea coeficienților liniilor lungi, se pot scrie următoarele relații:

$$\frac{\underline{U}_{10}}{\underline{U}_{20}} = \underline{A} = \cos\frac{2\pi l}{\lambda} + \mathrm{j}\frac{R}{2Z_c}\sin\frac{2\pi l}{\lambda};$$

$$\left|\frac{\underline{U}_{10}}{\underline{U}_{20}}\right| = \sqrt{\cos^2\frac{2\pi l}{\lambda} + \frac{R^2}{4Z_c^2}\sin^2\frac{2\pi l}{\lambda}}; \qquad (3.74)$$

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{R}{2Z_c}\operatorname{tg}\frac{2\pi l}{Z_c}.$$

Raportul $\frac{R}{2Z_c}$ este foarte mic, astfel încît se poate considera că raportul modulelor tensiunilor $\frac{U_{10}}{U_{20}} \approx \cos\frac{2\pi l}{\lambda}$. În aceste condiții reies următoarele aspecte importante.

a. Pentru lungimi de linii apropiate de $\frac{\lambda}{4}$ și $3\,\frac{\lambda}{4}$, raportul dintre cele două tensiuni este foarte mic. Altfel spus, dacă la plecare tensiunea este constantă și are o anumită valoare, la sosire valoarea acesteia crește foarte mult. Această creștere este diminuată numai de rezistența conductoarelor și de pierderile corona, care, datorită tensiunii critice, cresc foarte mult.

b. Cînd lungimea liniilor este apropiată de $\frac{\lambda}{2}$ sau λ, tensiunile la cele două capete rămîn aproximativ egale, ceea ce nu înseamnă că pe linie tensiunea rămîne aceeași.

c. Unghiul θ de stabilitate, care reprezintă defazajul dintre U_1 și U_2, crește continuu cu lungimea liniei, ajungînd la valoarea de 360°, pentru $l = \lambda$ și de 180° (în opoziție de fază), pentru $l = \frac{\lambda}{2}$.

Curentul la intrarea în linie are valoarea:

$$\underline{I}_{10} = \underline{C}\underline{U}_{20} = \underline{U}_{10} \cdot \frac{\underline{C}}{\underline{A}} = \underline{Y} \cdot \underline{U}_{10} \frac{1 + \frac{\underline{ZY}}{3!} + \frac{\underline{Z}^2\underline{Y}^2}{5!} + \cdots}{1 + \frac{\underline{ZY}}{2!} + \frac{\underline{Z}^2\underline{Y}^2}{4!} + \cdots}$$

sau, considerînd numai primii doi termeni ai dezvoltării în serie şi neglijînd pierderile:

$$\underline{I}_{10} = \mathrm{j}U_{10}\omega l C_0 \frac{1 - \frac{\omega^2 L_0 C_0}{6} l^2}{1 - \frac{\omega^2 L_0 C_0}{2} l^2} = \mathrm{j}\omega l C_0 U_{10} F(l^2), \tag{3.75}$$

în care:

$$\mathrm{F}(l^2) = \frac{1 - \frac{\omega^2 L_0 C_0}{6} l^2}{1 - \frac{\omega^2 L_0 C_0}{2} l^2} > 1.$$

Relaţia (3.75) pune în evidenţă faptul că curentul de mers în gol al unei linii electrice se poate considera *aproximativ egal cu curentul de încărcare al unui condensator, a cărui capacitate corespunde capacităţii totale a liniei*, căruia i se aplică tensiunea U_{10}, multiplicată printr-un factor care este funcţie de pătratul lungimii liniei respective. Acest factor se poate neglija pentru lungimi de linie pînă la 500 km, deoarece valoarea lui depăşeşte cu pînă la 10÷11% valoarea unitară. În cazul unor lungimi de ordinul a 1 000 km, el nu se mai poate neglija, deoarece valoarea lui este mai mare decît unitatea cu peste 80%.

Puterile monofazate activă şi reactivă, cînd linia funcţionează în gol, reies din relaţia generală:

$$\underline{S}_{10} = P_{10} + \mathrm{j}\, Q_{10} = \underline{U}_{10} \cdot \underline{I}_{10}^* = \underline{A}\underline{C}^* \cdot U_{20}^2 = \frac{\underline{C}^*}{\underline{A}^*} U_{10}^2,$$

din care se poate scrie că:

$$P_{10} = AC\, U_{20}^2 \cos(\alpha - \eta) = \frac{C}{A} U_{10}^2 \cos(\alpha - \eta);$$

$$Q_{10} = AC\, U_{20}^2 \sin(\alpha - \eta) = \frac{C}{A} U_{10}^2 \sin(\alpha - \eta), \tag{3.76}$$

unde s-a ţinut seama că:

$$\underline{A} = A \underline{|\alpha} \text{ şi } \underline{C} = C \underline{|\eta}.$$

În general însă, α este foarte mic și pozitiv, iar η este apropiat de 90°. În aceste condiții, puterea activă P_{10} este foarte redusă și corespunde numai pierderilor de putere prin efect Joule la trecerea curentului capacitiv prin linie și pierderilor prin conductanța laterală. Acceptîndu-se aceleași dezvoltări în serie ale constantelor A și C, se determină pentru puterea reactivă următoarea valoare:

$$Q_{10} = -\omega C_0 l U_{10}^2 \frac{1 - \frac{\omega^2 L_0 C_0}{6} l^2}{1 - \frac{\omega^2 L_0 C_0}{2} l^2} = -\omega C_0 l U_{10}^2 \mathrm{F}(l^2) \tag{3.77}$$

adică, puterea reactivă a unei linii electrice care funcționează în gol este negativă, fiind îndreptată spre capătul de alimentare. Cu alte cuvinte, o linie electrică funcționînd în gol, se comportă ca un generator de putere reactivă (un condensator de capacitate $C_0 l$) pe care o furnizează sistemului de alimentare.

3.3.1.3. *Funcționarea liniilor electrice în scurtcircuit.* În acest caz, ecuațiile de funcționare ale liniei sînt:

$$\underline{U}_{1k} = \underline{B}\underline{I}_2 = \underline{Z}_c \underline{I}_2 \,\mathrm{sh}\, \gamma l; \quad \underline{I}_{1k} = \underline{A}\underline{I}_2 = \underline{I}_2 \,\mathrm{ch}\, \gamma l.$$

Folosind ultimele relații, dezvoltînd în serie coeficienții $\underline{A}$ și $\underline{B}$, din care se consideră numai primii doi termeni și neglijînd pierderile, se poate scrie că:

$$\underline{I}_{1k} = \frac{U_{1k}}{\mathrm{j}\omega L_0 l} \frac{1 - \frac{\omega^2 L_0 C_0 l^2}{2}}{1 - \frac{\omega^2 L_0 C_0 l^2}{6}} = -\mathrm{j} \frac{U_{1k}}{\omega L_0 l} F^{(-1)}(l^2),$$

adică curentul absorbit de linie în regim de scurtcircuit este pur inductiv și are intensitatea proporțională cu pătratul lungimii liniei. Cu alte cuvinte, linia se comportă ca un receptor de putere reactivă, pe care o absoarbe din sistemul de alimentare.

Puterile, activă și reactivă, de scurtcircuit reies din relația generală:

$$\underline{S}_{1k} = \underline{U}_{1k} \cdot \underline{I}_{1k}^* = P_{1k} + \mathrm{j}Q_{1k} = \underline{A}^* \cdot \underline{B} I_2^2 = \frac{\underline{B}}{\underline{A}} I_{1k}^2$$

sub forma:

$$\begin{aligned} P_{1k} &= ABI_2^2 \cos(\beta - \alpha) = \frac{B}{A} I_{1k}^2 \cdot \cos(\beta - \alpha); \\ Q_{1k} &= ABI_2^2 \sin(\beta - \alpha) = \frac{B}{A} I_{1k}^2 \cdot \sin(\beta - \alpha), \end{aligned} \tag{3.78}$$

în care s-a considerat:

$$\underline{A} = A\underline{|\alpha} \text{ și } \underline{B} = B\underline{|\beta}.$$

Deoarece α este foarte mic și pozitiv și β este apropiat de $90°$, rezultă că puterea activă a liniei în regim de scurtcircuit este foarte redusă și corespunde numai pierderilor în conductanța laterală și celor prin efect Joule determinate de trecerea curentului inductiv prin linie.

3.3.2. FUNCȚIONAREA LINIILOR CU DIFERITE LUNGIMI

În acest caz, se vor prezenta liniile cu lungimea egală cu un sfert de lungime de undă $\left(l=\frac{\lambda}{4}\right)$ și cele cu lungimea egală cu jumătate de lungime de undă $\left(l=\frac{\lambda}{2}\right)$.

3.3.2.1. *Linii sfert de undă.* Dacă se ține seama de coeficienții $\underline{A}$, $\underline{B}$, și $\underline{C}$ exprimați prin relațiile (3.59, *b*) atunci ecuațiile de funcționare ale unei astfel de linii, devin:

$$\begin{aligned} \underline{U}_1 &= \mathrm{j}\frac{R_0}{8Z_c}U_2 + \left(\mathrm{j}Z_c - \frac{R_0\lambda}{4\pi}\right)I_2; \\ I_1 &= \left(\frac{R_0}{2Z_0Z_c} + \mathrm{j}\frac{2\pi}{Z_0\lambda}\right)U_2 + \mathrm{j}\frac{R_0\lambda}{8Z_c}I_2. \end{aligned} \tag{3.79}$$

Pentru valorile practice care intervin în definirea coeficienților $\underline{B}$ și $\underline{C}$, se constată că părțile reale sînt mult mai mici decît cele imaginare și, ca urmare, ele se pot neglija, ceea ce este echivalent cu neglijarea rezistenței liniei. În aceste condiții $X_0 \approx Z_0$, partea imaginară a coeficientului $\underline{C}$ devine egală cu $\frac{1}{Z_c}$, iar ecuațiile (3.79) sînt de forma:

$$\underline{U}_1 \approx \mathrm{j}\,\underline{Z}_c\underline{I}_2 \text{ și } \underline{I}_1 = \mathrm{j}\frac{\underline{U}_2}{\underline{Z}_c}. \tag{3.80}$$

care reprezintă condiții de funcționare neașteptate. Tensiunea $\underline{U}_1$ este independentă de $\underline{U}_2$, însă direct proporțională cu curentul $\underline{I}_2$ de la ieșirea din linie, iar curentul $\underline{I}_1$ este independent de $\underline{I}_2$, însă este direct proporțional cu tensiunea de la ieșirea din linie. Dacă tensiunea $\underline{U}_2$ este menținută constantă la receptor, curentul la sursă trebuie să fie constant și invers, dacă tensiunea sursei $\underline{U}_1$ se menține constantă, atunci curentul la receptor este constant. În consecință, o linie cu lungimea egală cu un sfert de lungime de undă și cu pierderi neglijabile *transformă transportul de energie cu tensiune constantă* într-unul *cu curent constant* și *invers*.

Îndeplinirea acestor condiții ridică unele dificultăți tehnice principiale de funcționare, menționate în cele ce urmează.

a. Cînd tensiunea $\underline{U}_1$ este menținută constantă printr-un procedeu de reglare oarecare, rezultă că curentul $\underline{I}_2 = \text{const.}$, oricare ar fi impedanța de sarcină $\underline{Z}_2$. Dacă, din întîmplare, linia este întreruptă la capătul receptor ($Z_2 = \infty$), tensiunea $\underline{U}_{20} = \underline{Z}_2\underline{I}_{20}$ din acest punct crește foarte mult (efectul

Ferranti). Concluzia practică imediată este că deschiderea bruscă a unei linii la extremitatea receptoare, cînd ea se află sub sarcină, constituie un fapt foarte periculos, deoarece linia funcţionează ca un circuit în gol cu o tensiune considerabil crescută în acest punct.

b. În condiţiile date, puterea la intrare este egală cu puterea la ieşirea din linie. Considerînd, de exemplu, factorul de putere al consumatorului egal cu unitatea, rezultă:

$$S_2 = P_2 = U_2 I_2 = U_2 \frac{U_1}{Z_c}. \tag{3.81}$$

Dacă $U_2 = \text{const.}$ şi $I_1 = \text{const.}$, atunci puterea transmisă se poate regla numai prin variaţia tensiunii U_1. Practic, aceste condiţii s-ar putea asigura printr-o conectare în serie a înfăşurărilor secundare ale transformatoarelor ridicătoare şi prin reglarea în limite largi a tensiunii înfăşurărilor primare, ceea ce constituie soluţii neuzuale. Pentru creşterea puterii transmise este necesară reducerea impedanţei caracteristice, care se poate asigura prin mărirea capacităţii sau micşorarea inductanţei liniei, montînd condensatoare sau bobine în paralel pe linie. Această operaţie este cunoscută sub numele general de *compensare a parametrilor liniei.*

Acest lucru prezintă însă o serie de dezavantaje, printre care şi micşorarea randamentului sursei, ca urmare a creşterii intensităţii curentului care trebuie menţinut constant.

c. Dacă sarcina liniei este egală cu puterea naturală, atunci tensiunile U_1 şi U_2 sînt egale în valoare absolută însă defazate cu 90°, adică $\underline{U}_1 = \mathrm{j}\, U_2 = \mathrm{j}\sqrt{P_{nat}/Z_c}$. Cînd puterea transportată este mai mică decît puterea naturală, tensiunea la intrare şi în orice punct de pe linie este mai mică decît tensiunea de la ieşire. Dimpotrivă, cînd puterea transportată este mai mare decît puterea naturală, atunci tensiunea la intrare şi în orice punct pe linie este mai mare decît tensiunea la ieşire, ceea ce impune condiţii speciale de alegere a nivelului de izolaţie.

d. Cînd unghiul θ de stabilitate dintre tensiunile U_1 şi U_2 tinde către 90°, factorul de putere creşte şi poate atinge teoretic, valoarea unitară. În aceste condiţii, *linia funcţionează la limita stabilităţii statice, indiferent de valoarea puterii transportate.* Într-adevăr, din expresia:

$$\underline{S}_1 = \underline{U}_1 \underline{I}_1^* = \frac{U_1 U_2}{Z_c} \underline{|\theta - 90^\circ},$$

rezultă imediat că:

$$P_1 = \frac{U_1 U_2}{Z_c} \cos(\theta - 90^\circ) = \frac{U_1 U_2}{Z_c} \sin\theta, \tag{3.82}$$

care arată că pentru $\theta = 90^\circ$, *puterea transportată reprezintă o limită superioară* *. În acest caz, oricît de mici ar fi reactanţele generatoarelor şi transformatoarelor, care condiţionează unghiul θ, stabilitatea funcţionării în paralel a sursei generatoare şi consumatorului, sau a celor două sisteme

* Vezi şi capitolul *9* de stabilitate a sistemelor electrice

interconectate printr-o linie lungă, poate fi compromisă. Această stabilitate poate fi îmbunătățită numai în cazul cînd I_2 are o componentă reactivă mare, fapt care impune utilizarea unor instalații de producere de putere reactivă — compensatoare sincrone sau condensatoare.

Din cele relatate rezultă că o linie lungă cu lungimea egală cu un sfert de lungime de undă are multe dezavantaje. Ea *nu poate fi utilizată pentru interconexiunea sistemului* și *nu permite executarea unor derivații pentru eventuale distribuții de putere de-a lungul traseului ei*. În consecință, un astfel de sistem de transport nu trebuie folosit, conducînd la condiții de funcționare inacceptabile din punct de vedere tehnic.

3.3.2.2. *Linii jumătate de lungime de undă*. În acest caz, conform relațiilor (3.59, *b*), coeficienții $\underline{A}$, $\underline{B}$, $\underline{C}$ au valorile:

$$A = -1; \quad B \approx -\frac{lR_0}{2} = -\frac{\lambda R_0}{4}; \quad C = -\frac{\pi R_0 l}{Z_0 Z_c \lambda} = -\frac{\pi R_0}{2 Z_0 Z_c},$$

iar ecuațiile de funcționare a liniilor devin:

$$\underline{U}_1 = -\underline{U}_2 - \frac{lR_0}{2}\underline{I}_2 \text{ și } \underline{I}_1 = -\frac{\pi R_0}{2 Z_0 Z_c}\underline{U}_2 - \underline{I}_2. \qquad (3.83,a)$$

Dacă se neglijează pierderile:

$$U_1 = -U_2 \text{ și } I_1 = -I_2, \qquad (3.83,b)$$

ceea ce arată că pentru orice sarcină a liniei, *atît tensiunile, cît și curenții la cele două capete ale acesteia sînt aproximativ egali și în opoziție de fază.* Analiza rezultatelor permite să se pună în evidență următoarele rezultate.

a. Dacă tensiunea U_2 se menține constantă (deci și $U_1 = \text{const.}$), tensiunea la mijlocul liniei, la mersul în gol, va fi nulă. La mersul în sarcină, tensiunea din acest punct va crește cu sarcina și va atinge o valoare egală cu tensiunea la receptor, cînd puterea transportată devine egală cu puterea naturală a liniei; la mijlocul acesteia totul se petrece ca în originea liniei sfert de undă, ceea ce permite să se considere că o astfel de linie este formată din două linii sfert de undă înseriate. În cadrul unei diagrame, mărimile electrice variază în funcție de lungimea liniei, ca în figura 3.10, din care se observă că la capătul deschis nu apar supratensiuni, ca în cazul studiat la punctul 3.1, iar punctul de tensiune nulă se poate deplasa către extremitatea de intrare a liniei pe măsură ce sarcina crește.

b. O astfel de linie nu creează dificultăți nici din punctul de vedere al stabilității, deoarece unghiul $\theta_L = 180°$ dintre tensiunile $\underline{U}_1$ și $\underline{U}_2$, nu intervine în expresia puterii active transportate.

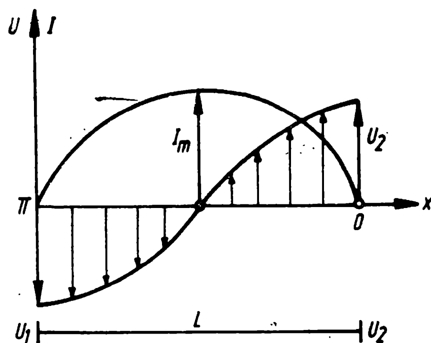


Fig. 3.10. Variația tensiunilor și curentului pe o linie fără pierderi cu $R_0 = G_0 = 0$, lungimea egală cu jumătate de lungime de undă.

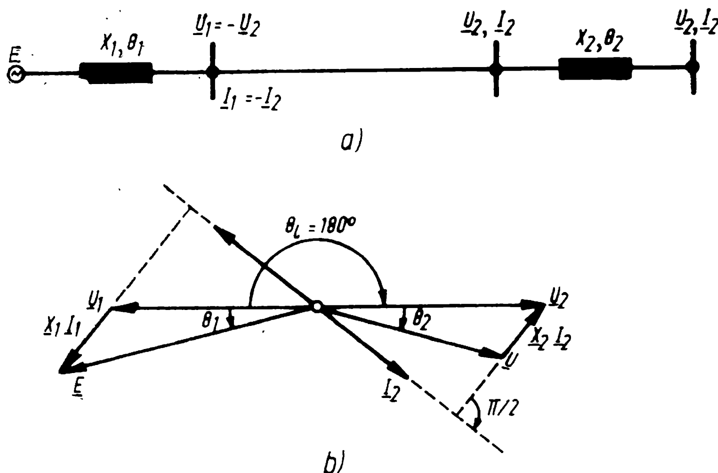


Fig. 3.11. Sistem de transport cu linie cu lungimea $l = \frac{\lambda}{2}$:

a — schema echivalentă; *b* — diagrama fazorială a tensiunilor.

Dacă se presupune, de exemplu, sistemul de transport a cărui schemă echivalentă este dată în figura 3.11,*a*, se poate arăta că, dacă lungimea liniei $l = \frac{\lambda}{2}$, el se comportă ca și cînd lungimea liniei ar fi zero.

Într-adevăr, pentru sistemul respectiv se pot scrie următoarele relații:

$$\underline{U}_2 = \underline{U} + \underline{X}_2 \underline{I}_2 \text{ și } \underline{E} = \underline{U}_1 + X_1 \underline{I}_1, \tag{3.84}$$

în care: E reprezintă tensiunea electromotoare a generatorului;
X_1 — reactanța totală a sursei și transformatorului ridicător de tensiune;
X_2 — reactanța transformatorului coborîtor de tensiune.

Ținînd seama de relațiile (3.83, *b*) în (3.84), se obține:

$$\underline{E} = \underline{U}_1 + \underline{X}_1 \underline{I}_1 = -\underline{U}_2 - \underline{X}_1 \underline{I}_2 = -(\underline{U} + \underline{I}_2 \underline{X}_2) - \underline{X}_1 \underline{I}_2 = -\underline{U} - \underline{I}_2(\underline{X}_1 + \underline{X}_2),$$

din care rezultă curentul sub forma:

$$I_2 = -\frac{\underline{E} + \underline{U}}{\underline{X}_1 + \underline{X}_2},$$

ceea ce arată că în aprecierea curentului de la consumator, linia nu intervine prin impedanța ei.

Puterea la consumator are valoarea:

$$\underline{S}_2 = \underline{U}\underline{I}_2^* = -\frac{\underline{U}\underline{E}^* + \underline{U}^2}{\underline{X}^* + {}_2\underline{X}} = -\frac{EU}{X_1 + X_2}\underline{|90 - \theta_t} - \frac{U^2}{X_1 + X_2}\underline{|90},$$

din care reiese că:

$$P_2 = -\frac{EU}{X_1+X_2}\cos(90-\theta_t) = -\frac{EU}{X_1+X_2}\sin\theta_t =$$
$$= \frac{EU}{X_1+X_2}\sin(\theta_1+\theta_2); \qquad (3.85)$$

$$Q_2 = -\frac{EU}{X_1+X_2}\sin(90-\theta_t) - \frac{U^2}{X_1+X_2}\sin 90° =$$
$$= \frac{EU}{X_1+X_2}\cos(\theta_1+\theta_2) - \frac{U^2}{X_1+X_2},$$

în care, conform diagramei fazoriale din figura 3.11, *b*:

θ_1 — reprezintă defazajul dintre tensiunea electromotoare $\underline{E}$ a generatorului și tensiunea $\underline{U}_1$ a liniei;

θ_2 — reprezintă defazajul dintre tensiunea $\underline{U}_2$ și tensiunea $\underline{U}$;

$\theta_t = \theta_1 + \theta_2 + 180°$ — defazajul total dintre tensiunea electromotoare $\underline{E}$ a generatorului și tensiunea $\underline{U}$ de la consumator.

Conform primei relații din (3.85), puterea activă transportată pe linie depinde numai de caracteristicile generatoarelor și transformatoarelor X_1, θ_1 și X_2, θ_2, fiind independentă de caracteristicile liniei.

În concluzie, *liniile cu lungimea egală cu jumătate de lungime de undă, nu prezintă dificultăți din punct de vedere al stabilității și al funcționării în gol.* Prezintă totuși dezavantajul că nu poate fi folosită în sisteme în care urmează să se facă o distribuție de energie de-a lungul ei.

3.3.3. FUNCȚIONAREA LINIILOR ELECTRICE LUNGI ÎNCHISE PE O SARCINĂ OARECARE

În regim normal de funcționare liniile electrice de transport sînt închise pe o sarcină oarecare, avînd tensiunile la capete diferite ca modul și ca fază. Uneori, mai ales în cazul liniilor de foarte înaltă tensiune este util să se funcționeze cu tensiunile egale în modul la cele două capete, însă diferite ca fază. În aceste condiții se micșorează pierderile de energie, iar reglarea tensiunii la consumator se poate realiza mai ușor.

O astfel de funcționare impune însă un anumit regim de circulație a puterii reactive pe linii, a cărei valoare va depinde de puterea activă transportată. Analiza acestui mod de funcționare a liniilor se va face mai întîi pentru cazul particular, cînd se vor neglija pierderile și apoi pentru cazul general, cînd se vor lua în considerare pierderile.

3.3.3.1. *Funcționarea liniilor lungi fără pierderi cu tensiuni egale la capete.* Pentru a pune în evidență condițiile tehnice de funcționare a liniilor electrice lungi cu tensiunile la capete egale în modul, se vor considera ecuațiile (3.34), scrise cînd se neglijează constantele R_0 și G_0; în acest fel se ușurează analiza calitativă a fenomenelor.

Să presupunem, de exemplu, că se cunosc condiţiile de funcţionare la consumator, adică tensiunea $\underline{U}_2$, egală în modul cu $\underline{U}_1$, şi curentul $\underline{I}_2$. Dacă unghiul de defazaj dintre tensiuni este θ şi se ia ca origine de fază tensiunea de la consumator, se poate scrie că:

$$\underline{U}_2 = U_2\underline{|0} \text{ şi } \underline{U}_1 = U_1\underline{|\theta} = U_2\underline{|\theta} = U_2 (\cos\theta + j\sin\theta).$$

În aceste condiţii prima ecuaţie din (3.34) devine:

$$U_2 (\cos\theta + j\sin\theta) = U_2 \cos\frac{2\pi l}{\lambda} + jZ_c \frac{P_2 - jQ_2}{U_2} \sin\frac{2\pi l}{\lambda}, \tag{3.86}$$

în care s-a ţinut seama că:

$$\underline{I}_2 = \frac{\underline{S}_2^*}{\underline{U}_2^*} = \frac{P_2 - jQ_2}{U_2}.$$

Separînd părţile, reală şi imaginară, şi efectuînd calculele, rezultă:

$$\begin{aligned} U_2^2 \cos\theta &= U_2^2 \cos\frac{2\pi l}{\lambda} + Z_c Q_2 \sin\frac{2\pi l}{\lambda}; \\ U_2^2 \sin\theta &= Z_c P_2 \sin\frac{2\pi l}{\lambda}. \end{aligned} \tag{3.87}$$

Rezolvarea acestui sistem de ecuaţii în raport cu puterea reactivă Q_2 permite să se determine valoarea acesteia la capătul de ieşire al liniei, astfel încît cele două tensiuni U_1 şi U_2 să fie egale în modul. Efectuînd calculele, rezultă:

$$Q_2 = U_2^2 \frac{\sqrt{1 - \frac{P_2^2 Z_c^2}{U_2^4} \sin^2\frac{2\pi l}{\lambda}} - \cos\frac{2\pi l}{\lambda}}{Z_c \sin\frac{2\pi l}{\lambda}} =$$

$$= U_2^2 \frac{\sqrt{1 - \frac{P_2^2}{P_{nat}^2} \sin^2\frac{2\pi l}{\lambda}} - \cos\frac{2\pi l}{\lambda}}{Z_c \sin\frac{2\pi l}{\lambda}}, \tag{3.88}$$

în care s-a ţinut seama că:

$$\frac{Z_2^2}{U_2^4} = \frac{1}{P_{nat}^2}.$$

Puterea reactivă la intrarea în linie se determină în mod analog. De data aceasta însă se consideră cunoscute mărimile de la intrarea în linie, iar tensiunea $\underline{U}_1$ origine de fază, obţinîndu-se:

$$\underline{U}_1 = U_1\underline{|0}; \quad \underline{U}_2 = U_2\underline{|-\theta} = U_1\underline{|-\theta} = U_1 (\cos\theta - j\sin\theta);$$

$$U_1 (\cos\theta - j\sin\theta) = U_1 \cos\frac{2\pi l}{\lambda} - j Z_c \frac{P_1 - jQ_1}{U_1} \sin\frac{2\pi l}{\lambda};$$

în care:

$$I_1 = \frac{S_1^*}{U_1^*} = \frac{P_1 - jQ_1}{U_1}.$$

Separînd părţile, reală şi imaginară, şi rezolvînd în raport cu Q_1, rezultă:

$$Q_1 = -U_1^2 \frac{\sqrt{1 - \frac{P_1^2}{P_{nat}^2}\sin^2\frac{2\pi l}{\lambda}} - \cos\frac{2\pi l}{\lambda}}{Z_c \sin\frac{2\pi l}{\lambda}}. \tag{3.89}$$

Ţinînd seama că în condiţiile date $P_1 = P_2$ $(R_0 = G_0 = 0)$, rezultă din compararea relaţiilor (3.88) şi (3.89) că $Q_1 = -Q_2$, adică pe o linie fără pierderi, transportul de energie electrică se realizează cu tensiuni la cele două capete egale în valoare absolută, dacă puterile reactive corespunzătoare sînt de asemenea egale, însă de sensuri contrarii.

Analiza relaţiilor (3.88) şi (3.89) permite studierea variaţiei puterii reactive în funcţie de puterea activă transportată şi punerea în evidenţă a unor aspecte fizice importante indicate mai jos.

a. Dacă linia funcţionează în gol $(P_1 = P_2 = 0)$, puterile reactive necesare pentru îndeplinirea condiţiei de egalitate a tensiunilor la capete au valoarea:

$$Q_{20} = -Q_{10} = U_2^2 \frac{\sqrt{1 - \cos\frac{2\pi l}{\lambda}}}{Z_c \sin\frac{2\pi l}{\lambda}}, \tag{3.90}$$

care se poate încă transforma, dezvoltînd în serie funcţiile trigonometrice şi considerînd un anumit număr de termeni. Pentru o linie scurtă, de exemplu, se pot lua numai primii doi termeni din seria $\cos\frac{2\pi l}{\lambda}$ şi un termen din seria $\sin\frac{2\pi l}{\lambda}$, obţinînd:

$$Q_{20} = -Q_{10} = U_2^2 \frac{\pi l}{Z_c \lambda} = \frac{1}{2} C\omega U_2^2. \tag{3.91}$$

Această ultimă relaţie permite să se tragă concluzia că pentru menţinerea egalităţii tensiunilor la cele două capete ale unei astfel de linii, aceasta are nevoie de o putere reactivă egală cu jumătate din puterea ei capacitivă.

b. Cînd puterea de transport creşte, evident că puterile reactive la cele două capete necesare pentru menţinerea egalităţii tensiunilor scad şi la limită $(P_2 = P_{nat})$ devin egale cu zero. Într-adevăr, dacă $P_2 < P_{nat}$ şi $\sqrt{1 - \frac{P_2^2}{P_{nat}^2}\sin^2\frac{2\pi l}{\lambda}} > \cos\frac{2\pi l}{\lambda}$, puterea reactivă Q_2 este pozitivă, adică la consumator corespunde o putere reactivă inductivă. Dacă însă $0 < \sqrt{1 - \frac{P_2^2}{P_{nat}^2}\sin^2\frac{2\pi l}{\lambda}} < \cos\frac{2\pi l}{\lambda}$, atunci Q_2 este negativ şi real, adică la consumator corespunde o putere reactivă capacitivă.

Cînd $P_2 = P_{nat}$ conform relațiilor (3.34) se poate scrie că:

$$\underline{U}_1 = U_2 e^{j\frac{2\pi l}{\lambda}} \text{ și } \underline{I}_1 = I_2 e^{j\frac{2\pi l}{\lambda}}.$$

adică unghiul de defazaj dintre cele două tensiuni este $\theta = \frac{2\pi l}{\lambda}$. În aceste condiții $\sqrt{1 - \frac{P_2^2}{P_{nat}^2} \sin^2 \frac{2\pi l}{\lambda}} = \cos\theta = \cos\frac{2\pi l}{\lambda}$, iar puterile reactive la cele două capete sînt egale cu zero.

c. Dacă puterea activă de transportat crește și devine mai mare decît puterea naturală ($P_2 > P_{nat}$), puterile reactive schimbă sensul. Într-adevăr, cînd expresia:

$$\sqrt{1 - \frac{P_2^2}{P_{nat}^2} \sin^2 \frac{2\pi l}{\lambda}} < 0,$$

puterea reactivă Q_2 de la consumator reprezintă o mărime complexă; acest lucru este echivalent cu injectarea la capătul receptor al liniei a unei puteri active suplimentare ce corespunde părții imaginare a puterii reactive. În consecință, în acest caz, pentru un P_2 dat care face expresia de sub semnul radical negativă, nu se poate efectua transportul cu tensiuni egale în modul la cele două capete, fără injectarea unei puteri rective suplimentare. Această constatare permite să se tragă concluzia că, pentru o anumită lungime dată, există o putere activă limită pentru care linia poate funcționa cu tensiuni egale la capete. Ea se determină punînd condiția ca termenul de sub semnul radical din relația (3.88) să fie mai mare decît zero, adică:

$$P_{2max} \leqslant \frac{P_{nat}}{\sin\frac{2\pi l}{\lambda}}. \tag{3.92}$$

În aceste condiții, puterile reactive la cele două capete ale liniei, pentru ca tensiunile să fie egale în modul, au valoarea:

$$Q_{2max} = -Q_{1max} \leqslant -\frac{U_2^2}{Z_c \operatorname{tg}\frac{2\pi l}{\lambda}}. \tag{3.93}$$

Deși în condițiile de circulație a puterii reactive impuse mai sus se realizează condiția de egalitate a tensiunilor la cele două capete, tensiunea de-a lungul liniei variază atît ca modul, cît și ca fază.

Într-adevăr, fie U_x tensiunea într-un punct al unei linii fără pierderi, exprimată în funcție de mărimile de ieșire:

$$\underline{U}_x = U_2 \cos\frac{2\pi x}{\lambda} + jZ_c I_2 \sin\frac{2\pi x}{\lambda} =$$

$$= U_2 \cos\frac{2\pi x}{\lambda} + \frac{Q_2 Z_c}{U_2}\sin\frac{2\pi x}{\lambda} + j\frac{Z_c P_2}{U_2}\sin\frac{2\pi x}{\lambda}.$$

Din această relație se determină modulul și defazajul tensiunii în punctul respectiv sub forma:

$$U_x =$$

$$= \sqrt{U_2^2 \cos^2 \frac{2\pi x}{\lambda} + 2Q_2 Z_c \sin \frac{2\pi x}{\lambda} \cos \frac{2\pi x}{\lambda} + \frac{Q_2^2 Z_c^2}{U_2^2} \sin^2 \frac{2\pi x}{\lambda} + \frac{Z_c^2 P_2^2}{U_2^2} \sin^2 \frac{2\pi x}{\lambda}};$$

$$\operatorname{tg} \theta_x = \frac{P_2}{P_{nat} \operatorname{ctg} \frac{2\pi x}{\lambda} + Q_2}, \qquad (3.94)$$

relații care sînt valabile pentru cazul general în care tensiunile la cele două capete pot fi oarecare.

Relația tensiunii din sistemul (3.94) se poate pune și sub forma:

$$\frac{U_x}{U_2} = \sqrt{\frac{P_2^2 + Q_2^2}{P_{nat}^2} \sin^2 \frac{2\pi x}{\lambda} + \cos^2 \frac{2\pi x}{\lambda} + \frac{Q_2}{P_{nat}} \sin \frac{4\pi x}{\lambda}}, \qquad (3.95)$$

care permite să se calculeze valoarea tensiunii în diferite puncte ale liniei.

În mod analog se poate exprima și curentul într-un punct oarecare al liniei, determinîndu-se:

$$I_x = \sqrt{\frac{P_2^2 + Q_2^2}{U_2^2} \cos^2 \frac{2\pi x}{\lambda} + \frac{U_2^2}{Z_c^2} \sin^2 \frac{2\pi x}{\lambda} - \frac{Q_2}{Z_c} \sin \frac{4\pi x}{\lambda}};$$

$$\operatorname{tg} \varphi_x = \frac{P_{nat} \operatorname{tg} \frac{2\pi x}{\lambda} - Q_2}{P_2}. \qquad (3.96)^*$$

Prima relație din (3.96) se poate pune și sub forma:

$$\frac{I_x}{I_2} = \sqrt{\frac{P_2^2 + Q_2^2}{P_{nat}^2} \cos^2 \frac{2\pi x}{\lambda} + \sin^2 \frac{2\pi x}{\lambda} - \frac{Q_2}{P_{nat}} \sin \frac{4\pi x}{\lambda}}, \qquad (3.97)$$

cu ajutorul căreia se calculează valoarea curentului în diferite puncte ale liniei.

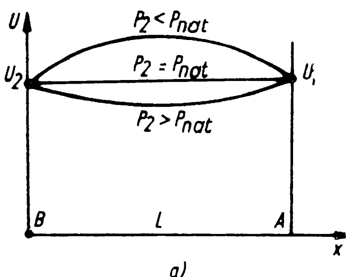
Pentru a constata calitativ variația tensiunii pe linie, se efectuează derivata primei expresii din (3.94) în punctul $x = 0$ și se obține următoarea ecuație:

$$\left| \frac{d(U_x^2)}{dx} \right|_{x=0} = \frac{4\pi}{\lambda} Z_c Q_2, \qquad (3.98)$$

care arată că tensiunea pe linie depinde de puterea reactivă.

Astfel, dacă $Q_2 > 0$ derivata este pozitivă, iar tensiunea are o alură crescătoare de la receptor către mijlocul liniei, atinge un maximum, după

* Aceste relații generale pentru linii cu tensiuni inegale la capete vor fi utilizate în aplicația (3.1), unde se dau și anumite interpretări fizice.



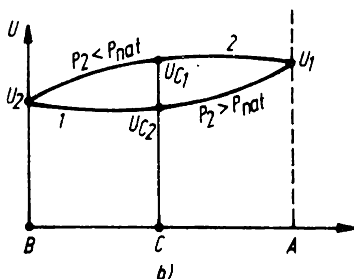


Fig. 3.12. Variația tensiunii de-a lungul unei linii electrice lungi: *a* — linia cu tensiuni egale la capete și fără pierderi; *b* — linia cu tensiuni inegale la capete în cazul general.

care începe să descrească către capătul de intrare în linie. În acest caz, puterea transportată este mai mică decît puterea naturală ($P_2 < P_{nat}$).

Dacă $Q_2 < 0$ derivata este negativă, iar tensiunea descrește către mijlocul liniei, unde atinge un minimum, după care începe să crească către capătul de intrare al liniei.

În aceste condiții puterea transportată pe linie este mai mare decît puterea naturală ($P_2 > P_{nat}$).

Dacă $Q_2 = 0$ derivata este nulă, tensiunea rămîne constantă ca valoare absolută de-a lungul liniei, iar puterea transportată pe linie este egală cu puterea naturală ($P_2 = P_{nat}$). Aceste constatări sînt arătate pe figura 3.12. Punctul de pe linie, în care apare valoarea maximă sau minimă a tensiunii, se determină în mod obișnuit, adică anulînd derivata primei relații din (3.94), obținîndu-se:

$$\operatorname{tg}\frac{4\pi x_m}{\lambda} = \frac{2Q_2 Z_c U_2^2}{U_2^4 - Z_c^2(P_2^2 + Q_2^2)} = \frac{2Q_2}{P_{nat} - \dfrac{P_2^2 + Q_2^2}{P_{nat}}}, \qquad (3.99)$$

unde: x_m reprezintă distanța măsurată de la ieșirea către intrarea în linie;
Q_2 — puterea reactivă determinată de relația (3.88).

Din cauza simetriei liniei cu tensiuni egale la cele două capete, valoarea maximă sau minimă a tensiunii are loc la mijlocul liniei. Pentru $P_2 = 0$ și Q_2 exprimată prin relația (3.90,) se obține cea mai mare valoare a tensiunii la mijlocul liniei sub forma:

$$\left| U_{max} \right|_{\frac{l}{2}} = \frac{U_2}{\cos\dfrac{2\pi l}{\lambda}}. \qquad (3.100)$$

Studierea variației curentului pe linie se efectuează în mod analog celor arătate în cazul tensiunii. Astfel, efectuînd derivata primei expresii din (3.96) în punctul $x = 0$, se obține:

$$\left| \frac{\mathrm{d}(I_x^2)}{\mathrm{d}x} \right|_{x=0} = -\frac{Q_2\lambda}{\pi Z_c}. \qquad (3.101)$$

Analizînd această ultimă relație se constată că dacă $Q_2 > 0$, derivata este negativă, iar curentul scade de la receptor către mijlocul liniei, unde atinge un minim, după care începe să crească spre capătul de intrare. Dacă $Q_2 < 0$ derivata este pozitivă, curentul crește de la receptor către mijlocul liniei, unde atinge un maxim, după care începe să descrească spre

capătul de intrare. Cînd $Q_2 = 0$, derivata se anulează, iar curentul rămîne constant de-a lungul liniei. Avînd în vedere că în acest caz și tensiunea rămîne constantă de-a lungul liniei, se verifică faptul că puterea, în orice secțiune a liniei, este egală cu puterea naturală.

Se constată deci că pentru $Q_2 \neq 0$ variația curentului pe linie este opusă variației de tensiune.

3.3.3.2. *Funcționarea liniilor lungi cu pierderi și tensiuni egale la capete.* În cazul real al unei linii electrice cu pierderi, regimul de circulație al puterii reactive necesare pentru ca tensiunile la cele două capete să fie egale se determină analog cazului studiat la punctul 3.3.3.1., considerînd sistemul de ecuații generale:

$$\underline{U}_1 = \underline{A}\underline{U}_2 + \underline{B}\underline{I}_2; \quad \underline{I}_1 = \underline{C}\underline{U}_2 + \underline{D}\underline{I}_2,$$

în care: $\underline{A}$, $\underline{B}$, $\underline{C}$, $\underline{D}$ corespund relațiilor (3.59, *c*).

Într-adevăr, ținînd seamă, de exemplu, de condițiile:

$$\underline{U}_2 = U_2\,|\underline{0}; \quad \underline{U}_1 = U_2\,|\underline{\theta}; \quad \underline{A} = A_1 + \mathrm{j}A_2;$$

$$\underline{B} = B_1 + \mathrm{j}B_2; \quad \underline{C} = C_1 + \mathrm{j}C_2,$$

se obține ecuația tensiunilor sub forma:

$$U_2^2(\cos\theta + \mathrm{j}\sin\theta) = A_1U_2^2 + (B_1P_2 + B_2Q_2) + \mathrm{j}(A_2U_2^2 + B_2P_2 - Q_2B_1)$$

sau separînd părțile, reală și imaginară:

$$\begin{aligned} U_2^2\cos\theta &= A_1U_2^2 + B_1P_2 + B_2Q_2; \\ U_2^2\sin\theta &= A_2U_2^2 + B_2P_2 - B_1Q_2. \end{aligned} \tag{3.102}$$

Ridicînd la pătrat și adunînd aceste ultime două ecuații se poate arăta că:

$$U_2^4(1 - A^2) = B^2Q_2^2 + 2U_2^2(A_1B_2 - A_2B_1)\,Q_2 + B^2P_2^2 + 2U_2^2(A_1B_1 + A_2B_2)P_2,$$

din care rezultă:

$$Q_2 = U_2^2\,\frac{A_2B_1 - A_1B_2 + \sqrt{B^2 - (A_1B_2 + A_2B_1)^2 - 2B^2\dfrac{P_2}{U_2^2}(A_1B_1 + A_2B_2) - B^4\dfrac{P_2^2}{U_2^4}}}{B^2}. \tag{3.103}$$

Această relație permite aceleași interpretări făcute în cazul liniilor fără pierderi.

Dacă linia se află în gol, atunci este evident că:

$$Q_{20} = U_2^2\,\frac{A_2B_1 - A_1B_2 + \sqrt{B^2 - (A_1B_2 + A_2B_1)^2}}{B^2}, \tag{3.104}$$

care pentru valorile uzuale ale parametrilor liniilor reprezintă o putere reactivă capacitivă.

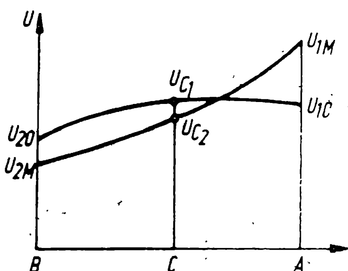


Fig. 3.13. Variația tensiunii pe linia lungă cu tensiuni inegale la capete exploatată cu pantă variabilă.

Pe măsură ce sarcina crește, puterea reactivă Q_2 se micșorează, ajungînd să se anuleze pentru o anumită valoare a puterii P_2, care rezultă din ecuația:

$$B^2P_2^2 + 2U_2^2P_2(A_1B_1 + A_2B_2) + \\ + U_2^4(A^2 - 1) = 0$$

sau:

$$P_{2\,nat} = U_2^2\frac{\sqrt{B^2-(A_1B_2-A_2B_1)^2}-A_1B_1+A_2B_2)}{B^2}, \quad (3.105)$$

unde $P_{2\,nat}$ s-a identificat cu puterea naturală a liniei în cazul cînd linia se consideră fără pierderi.

Dacă puterea transportată este mai mare decît P_{nat}, puterea reactivă Q_2 schimbă de semn, adică linia consumă la sosire o putere reactivă inductivă.

Variația tensiunii este similară cu cea indicată la punctul 3.3.3.1, cu observația că maximul și minimul acesteia nu mai au loc la mijlocul liniei.

Cînd tensiunile la cele două capete sînt diferite ca modul și fază, variația tensiunii de-a lungul liniei arată ca în figura 3.12, *b*. Dacă tensiunile sînt menținute constante la cele două extremități, oricare ar fi puterea tranzitată pe linie, atunci variația tensiunii într-un punct intermediar C se produce între limitele U_{c_1} și U_{c_2}. Pentru a reduce această diferență se poate exploata linia cu pantă variabilă; în acest caz, variația tensiunii la plină sarcină și la gol corespunde curbelor *1* și *2* din figura 3.13, care arată restrîngerea variației tensiunii în punctul intermediar C.

Aplicația 3.1

Se consideră o linie electrică aeriană de tensiune nominală 400 kV, echipată pe fiecare fază cu două conductoare de oțel-aluminiu cu secțiunea de 450/75 mm². Fazele sînt dispuse în același plan orizontal, avînd distanța între ele de 15 m, distanța dintre conductoarele aceleiași faze fiind de 400 mm. Considerînd linia fără pierderi, să se studieze variația tensiunii și curentului de-a lungul ei pentru diferite încărcări cu puteri active și reactive. Lungimea maximă a liniei este de 1 200 km.

Rezolvare

Se aplică relațiile (3.95) și (3.97).

Valorile considerate pentru puterile active și reactive, precum și punctele în care se evaluează și valorile tensiunii și curentului sînt cele din tabelele 3.1 și 3.2.

Tabela 3.1

Valorile tensiunii și curentului în diverse puncte ale liniei pentru diferite încărcări cu putere activă și o încărcare constantă cu putere reactivă inductivă

Puterea reactivă transportată, raportată la puterea naturală a liniei	Puterea activă transportată, raportată la puterea naturală a liniei	Distanța x de capătul receptor al liniei	Tensiunea punctului x, raportată la tensiunea nominală a liniei	Curentul în punctul x, raportat la curentul nominal al liniei	Puterea aparentă, raportată la puterea naturală $\frac{U_x - I_x}{P_{nat}}$
1	2	3	4	5	6
$\frac{Q_2}{P_{nat}}$	$\frac{P_2}{P_{nat}}$	x[km]	$\frac{U_x}{U_2}$	$\frac{I_x}{I_2}$	$\frac{\text{Puterea aparentă}}{P_{nat}}$
0,25	1,25	0	1	1,274	1,224
		400	1,135	1,155	1,311
		800	1,262	1,014	1,2796
		1177	1,31 M	0,954 m	1,2492
		1200	1,309	1,053	1,3783
	1	0	1	1,03	1,03
		400	1,093	0,93	1,0164
		800	1,1328 M	0,882	1,999
		808	1,1328	0,881 m	0,9979
		1200	1,097	1,027	1,1266
	0,75	0	1	0,79	0,79
		400	0,060	0,707	0,749
		441	1,061	0,706 m	0,749
		800	1,028 M	0,763	0,748
		1200	0,899	1,006	0,904
	0,5	0	1	0,558	0,5
		354	1,037 M	0,481 m	0,498
		400	1,016	0,489	0,497
		800	0,932	0,665	0,619
		1200	0,725	1,05	0,761

Se calculează impedanța caracteristică și puterea naturală a liniei obținîndu-se:

$$Z_c = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}} = \sqrt{\frac{4{,}6 \lg \dfrac{15\,000 \sqrt[3]{2}}{\sqrt{2 \cdot 200 \cdot 14{,}625}}}{\dfrac{0{,}02412}{\lg \dfrac{15\,000 \sqrt[3]{2}}{\sqrt{2 \cdot 200 \cdot 14{,}625}}}}} = 333{,}9269\ \Omega;$$

$$P_{nat} = \frac{U_n^2}{Z_c} = \frac{400^2}{333{,}9269} = 480\ \text{MW}.$$

Tabela 3.2

Valorile tensiunii și curentului în diverse puncte ale liniei pentru diferite încărcări cu putere activă și o încărcare constantă cu putere reactivă capacitivă

1	2	3	4	5	6
		0	1	1,274	1,274
		318	0,955	1,306 M	2,74
	1,25	400	0,958	1,305	1,25
		800	1,047	1,235	1,293
		1200	1,1918	1,003	1,1953
		0	1	1,03	1,03
		400	0,907	1,111	1,0076
	1	690	0,858	1,131 M	0,97
		800	0,886	1,128	0,994
−0,25		1200	0,954	0,976	0,931
		0	1	0,79	0,79
		400	0,867	0,833	0,809
	0,75	800	0,737	1,308 M	0,765
		1056	0,705	1,059	0,746
		1200	0,715	0,954	0,682
		0	1	0,558	0,558
		400	0,759	0,781	0,592
	0,5	800	0,609	0,969	0,590
		1140	0,48 m	1,050 m	0,504
		1200	0,481	0,939	0,459

Se exemplifică aplicarea relațiilor (3.95) și (3.97) pentru $x = 400$ km, $\frac{Q_2}{P_{nat}} = 0{,}25$ și $\frac{P_2}{P_{nat}} = 1{,}25$ și se obține:

$$\frac{2\pi x}{\lambda} = \frac{360° \cdot 400}{6\,000} = 24°;$$

$$Q_2 = 0{,}25 \cdot 480 = 120 \text{ Mvar};$$

$$P_2 = 1{,}25 \cdot 480 = 600 \text{ MW};$$

$$\frac{U_x}{U_2} = \sqrt{\frac{600^2 + 120^2}{480^2} \sin^2 24° + \cos^2 24° + \frac{120}{480} \sin 48°} = 1{,}135;$$

$$\frac{I_x}{I_2} = \sqrt{\frac{600^2 + 120^2}{480^2} \cos^2 24° + \sin^2 24° - \frac{120}{480} \sin 48°} = 1{,}155.$$

Pentru lungimile liniei de 800 și 1 200 km și pentru alte valori ale puterilor, calculele se efectuează în mod similar.

Valoarea unghiului pentru care tensiunea și curentul au valoarea maximă, respectiv minimă, se determină cu relația (3.99):

$$\operatorname{tg} 2\frac{2\pi x}{\lambda} = \frac{2 \cdot 120}{480 - \dfrac{600^2 + 120^2}{480}} = -0{,}8;$$

$$2 \cdot \frac{2\pi x}{\lambda} = 141°20'; \quad \frac{2\pi x}{\lambda} = 70°40';$$

$$\frac{360 \cdot x}{6\ 000} = 70°40'; \quad x = 1\ 177 \text{ km}.$$

Calculele se repetă în mod analog pentru alte încărcări ale liniei și sînt sintetizate în tabela 3.1, iar reprezentarea grafică corespunzătoare este dată în figura 3.14, *a*.

În cazul în care pe linie se transportă o putere reactivă capacitivă, calculele sînt sintetizate în tabela 3.2, iar reprezentarea grafică este dată în figura 3.14, *b*.

În tabelele 3.1 și 3.2 indicele M reprezintă valoarea maximă, iar indicele m valoarea minimă.

Din reprezentările grafice rezultă:

— în cazul în care pe linie se transportă o putere reactivă inductivă, tensiunea atinge o valoare maximă de-a lungul liniei, iar curentul o valoare minimă;

— în cazul în care se transportă o putere reactivă capacitivă, tensiunea atinge o valoare minimă de-a lungul liniei, iar curentul o valoare maximă;

— dacă pe linie se transportă o putere activă egală cu puterea naturală și o putere reactivă inductivă, tensiunea la începutul liniei nu este egală cu tensiunea de la sfîrșitul ei, deși linia s-a considerat fără pierderi. În cazul considerat pentru care puterea reactivă este 0,25 P_{nat}, tensiunea la începutul liniei este de 1,097 ori mai mare decît tensiunea de la sfîrșitul ei. Această valoare crește pînă la 1,309 U_2 cînd puterea activă transportată este de 1,25 P_{nat}, și scade sub valoarea U_2 cînd puterea activă transportată devine mai mică decît puterea naturală. Astfel, în cazul cînd $P_2 = 0{,}75\ P_{nat}$, la începutul liniei trebuie să se plece cu o valoare a tensiunii de 0,899 U_2, pentru ca la sfîrșitul liniei tensiunea să aibă valoarea U_2;

— valoarea curentului reprezintă o variație continuă de-a lungul liniei. În cazul în care puterea activă transportată este egală cu puterea naturală a liniei, avînd în vedere faptul că curentul I_2, definit de relația $I_2 = \frac{U_2}{Z_c}$, reprezintă valoarea curentului corespunzătoare puterii naturale, deoarece pe linie se transportă și putere reactivă inductivă, la sfîrșitul liniei trebuie să ajungă un curent mai mare ca I_2. Într-adevăr, în acest caz (tabela 3.1) la sfîrșitul liniei valoarea curentului este egală cu 1,027 I_2. La distanța de 1 177 km de sfîrșitul liniei cînd tensiunea atinge valoarea maximă, curentul atinge valoarea minimă de 0,954 I_2;

— dacă pe linie se transportă o putere activă egală cu puterea naturală și o putere reactivă capacitivă (tabela 3.2), tensiunea la începutul liniei

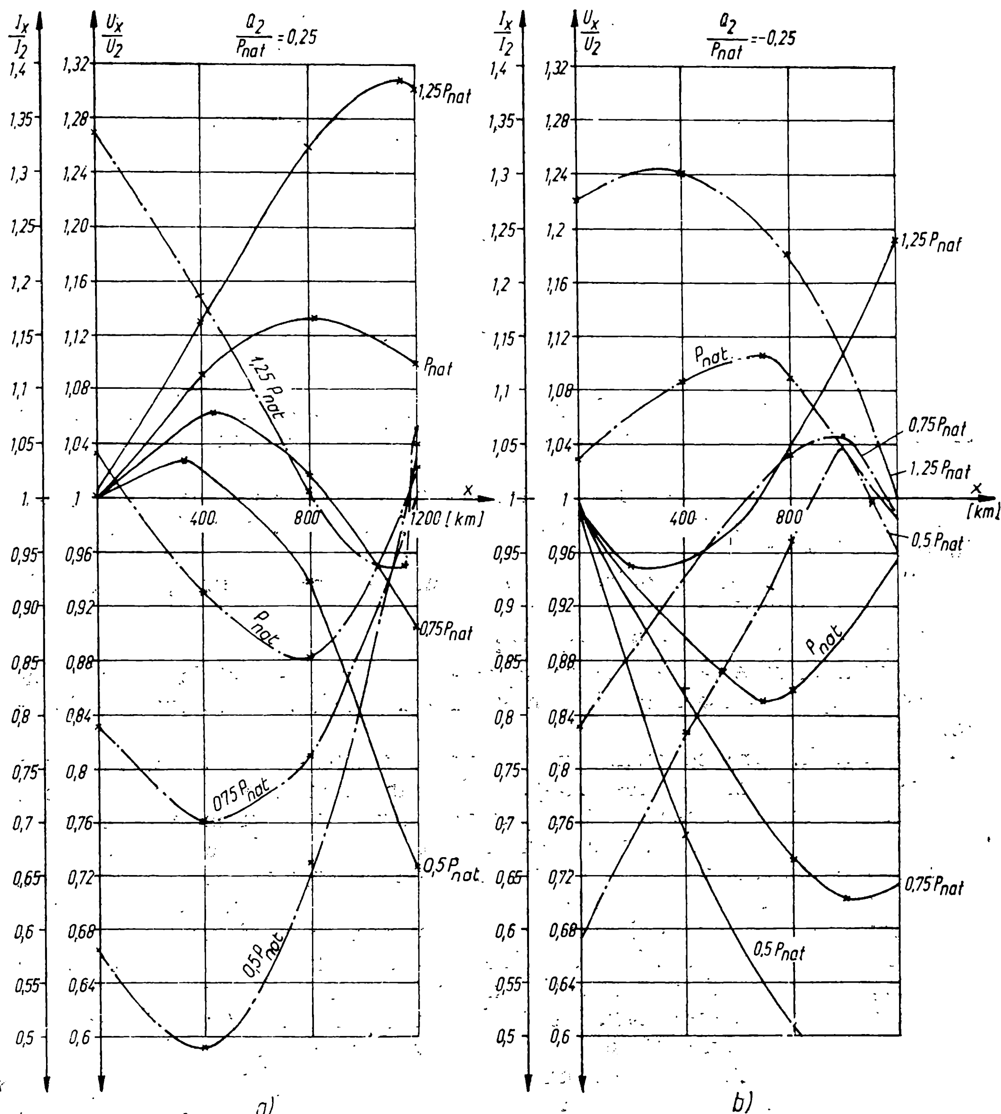


Fig. 3.14. Variația mărimilor $\frac{U_x}{U_2}$ (—) și $\frac{I_x}{I_2}$ (— · —) pe liniile electrice lungi pentru $P_2 = 1{,}25\ P_{nat}$; $P_2 = P_{nat}$; $P_2 = 0{,}75\ P_{nat}$; $P_2 = 0{,}5\ P_{nat}$:
a — Q_2 reprezintă puterea reactivă inductivă; *b* — Q_2 reprezintă puterea reactivă capacitivă.

reprezintă 0,954 U_2. În regimul de sarcină reactivă capacitivă dacă pe lini se transportă o putere activă egală cu jumătate din puterea naturală a liniei, pentru ca la sfîrșitul liniei să existe tensiunea U_2, la începutul liniei trebuie să se plece cu o tensiune de 0,481 U_2, adică cu o tensiune de aproximativ două ori mai mică.

Revenind la regimul de putere reactivă capacitivă la consumator, în care puterea activă transportată este egală cu puterea naturală, se constată că la începutul liniei trebuie să se plece și cu un curent mai mic decît I_2, și anume cu 0,976 I_2.

În figura 3.15 s-au reprezentat căderile de tensiune relative procentuale în funcție de lungimea liniei. ΔU reprezintă diferența între modulul tensiunii într-un punct oarecare x și modulul tensiunii de la capătul receptor al liniei, adică $\Delta U = |U_x| - |U_2|$. Din aceste reprezentări rezultă:

— în domeniul lungimilor mici (aproximativ 300 km) pentru o aceeași lungime x, căderile de tensiune variază aproximativ liniar cu lungimea x și pentru un același x sînt cu atît mai mari cu cît puterea activă transportată este mai mare;

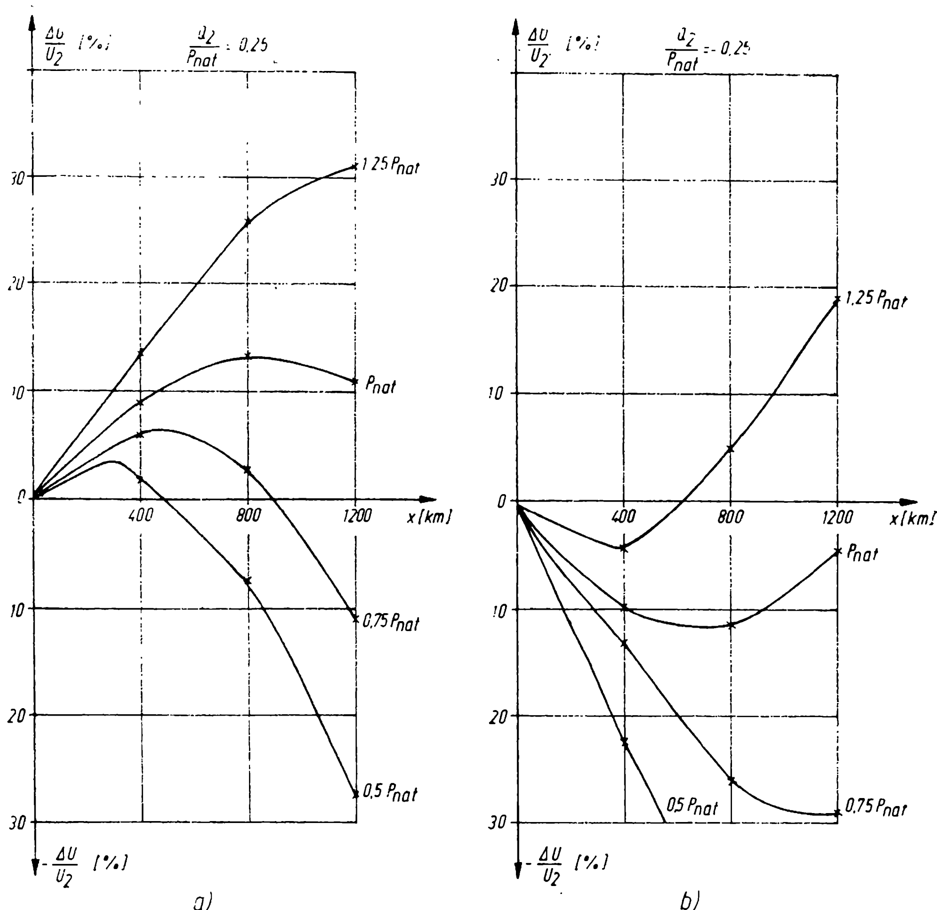


Fig. 3.15. Variația căderilor de tensiune pe liniile electrice lungi în funcție de lungime pentru $P_2 = 1{,}25\ P_{nat}$; $P_2 = P_{nat}$; $P_2 = 0{,}75\ P_{nat}$; $P_n = 0{,}5\ P_{nat}$:

a — Q_2 reprezintă puterea reactivă inductivă; *b* — Q_2 reprezintă puterea reactivă capacitivă.

— dacă pe linie se transportă o putere reactivă inductivă se ajunge la căderi de tensiuni negative numai în domeniul puterilor active transportate mai mici decît puterea naturală a liniei;
— dacă pe linie se transportă o putere reactivă capacitivă se ajunge la căderi de tensiuni negative pentru toate cazurile de puteri active luate în considerație.

Valoarea produsului $U_x I_x$ reprezintă valoarea puterii aparente în punctul situat la distanța x față de capătul receptor al liniei. Se observă că această valoare are mici fluctuații în jurul valorii puterii aparente consumate egală cu $S_2 = \sqrt{P_2^2 + Q_2^2}$. De exemplu, în cazul transportului unei puteri active $P_2 = 1{,}25\ P_{nat}$ și a unei puteri reactive inductive $Q_2 = 0{,}25\ P_{nat}$, în punctul $x = 800$ km față de capătul receptor al liniei, valoarea puterii aparente este $U_x I_x = 1{,}262 \cdot 1{,}014 = 1{,}2796$ MVA, iar valoarea puterii aparente la $x = 0$, adică la receptor este $\sqrt{1{,}24^2 + 0{,}25^2} = 1{,}2736$. Se menționează faptul că valoarea curentului din coloana *5*, reprezintă o valoare de 3 ori mai mare decît valoarea curentului pe fază și de aceea, produsul $U_x I_x$ reprezintă valoarea puterii aparente trifazate în punctul x.

Capitolul 4

ÎNCĂLZIREA CONDUCTOARELOR LINIILOR ELECTRICE

Curenţii electrici care circulă prin conductoare produc, prin efect Joule-Lenz, pierderi de energie din care cauză acestea se încălzesc. Această încălzire constituie una din condiţiile restrictive ale transportului de energie, care poate avea consecinţe asupra liniilor, atît de natură mecanică, cît şi de natură electrică.

Astfel, cînd temperatura conductoarelor liniilor electrice aeriene depăşeşte o anumită valoare, rezistenţa mecanică a acestora se micşorează, iar fenomenul de fluaj se accentuează *. Ca urmare, săgeţile pot creşte peste anumite valori, fapt care conduce la reducerea distanţelor dintre conductoare şi pămînt sau a distanţelor între faze.

În cazul liniilor electrice subterane, încălzirea conductoarelor solicită dielectricul şi alte elemente componente ale cablurilor, producînd modificări structurale de natură fizică sau chimică, care pun în pericol buna funcţionare a instalaţiilor şi durata lor de viaţă.

În condiţii de execuţie necorespunzătoare, în locurile de îmbinare a conductoarelor, la clemele de înnădire sau la manşoanele de legătură, pot avea loc supraîncălziri, ca urmare a creşterii rezistenţelor de trecere dintre suprafeţele de contact supuse oxidării, care provoacă pierderi suplimentare de energie şi, uneori, defecte grave în liniile electrice aeriene sau în cablu.

Din aceste motive, calculul la încălzire al conductoarelor liniilor electrice este indispensabil; cu ajutorul lui *trebuie să se verifice intensităţile admisibile ale curentului electric*, în diferite regimuri de funcţionare ale reţelelor electrice şi în anumite condiţii de răcire, astfel încît temperaturile maxime admisibile ale conductoarelor şi izolaţiei acestora să rămînă sub limitele periculoase, care ar duce la degradarea sau distrugerea lor.

4.1. TEMPERATURI MAXIME ADMISIBILE ÎN CONDUCTOARELE LINIILOR ELECTRICE

Temperaturile maxime admisibile reprezintă limite termice pînă la care conductoarele şi materialele izolante îşi păstrează proprietăţile fizice şi chimice pentru care au fost produse. Deoarece aceste temperaturi depind, prin-

* Aceste fenomene pot avea loc şi la temperaturi relativ joase, sub 100°C, în cazul unor încălziri de lungă durată.

tre altele, de durata și de modul de funcționare a liniilor în regimul considerat, ele poartă denumirea și de *temperaturi de regim de funcționare*. Valoarea lor este verificată experimental și indicată apoi prin norme și recomandări.

Astfel, pentru conductoarele liniilor electrice aeriene neizolate temperatura maximă admisibilă în țara noastră este de 70°C. Limita aceasta a fost fixată în scopul evitării încălzirilor puternice a conductoarelor în locurile de îmbinare, ca urmare a creșterii rezistențelor de trecere dintre suprafețele de contact supuse oxidării. Aceeași temperatură maximă este indicată și pentru conductoarele neizolate instalate în încăperi închise.

Pentru *conductoare cu izolație de cauciuc*, temperatura maximă admisibilă, din motive de conservare a cauciucului, este de numai 55°C.

În regim permanent de funcționare, *temperatura maximă admisibilă pentru cabluri*, depinde de *tensiunea nominală* și de *natura izolației*.

Astfel, cablurile cu izolație de hîrtie cu tensiunea nominală pînă la 3 kV au o temperatură maximă admisibilă de 80°C, în timp ce cele cu tensiunea nominală de 6 kV nu trebuie să depășească, în nici un punct al instalației, temperatura maximă admisibilă de 65°C; cele cu tensiunea nominală de 10 kV — 60°C, iar cele cu tensiunile nominale de 20 și 35 kV — 50°C. Aceste temperaturi sînt impuse atît de stabilitatea termică a izolației, cît și de necesitatea evitării formării unor goluri în masa izolației care favorizează ionizarea, ca urmare a unei încălziri prea puternice. De asemenea, se menționează că pentru toate cablurile cu izolație de hîrtie impregnată cu materiale vîscoase, care pot migra sub influența diferențelor de nivel la montaj sau din cauza ciclurilor de sarcină la care sînt supuse, temperatura maximă nu trebuie să depășească 50°C.

Pentru alte tipuri de cabluri cu hîrtie impregnată cu un izolant nemigrant sau cele cu izolație uscată, se dau informativ, următoarele temperaturi maxime admisibile, indicate de STAS 8778-70:

— cabluri de joasă și medie tensiune, cu izolație de hîrtie impregnată cu materie nemigrantă: ....60°C
— cabluri cu izolație de polietilen (PE)................65°C
— cabluri cu izolație de policlorură de vinil (PVC) cu $U_n \leqslant 6$ kV ....70°C
— cabluri PVC cu $U_n = 10$ kV ....60°C
— cabluri cu izolație cu butyl sau polietilen reticulat chimic (PRC) de joasă tensiune ....75°C
— cabluri cu izolație de butyl sau polietilen reticulat chimic (PRC) de medie tensiune..........................85°C
— cabluri de înaltă tensiune cu izolație impregnată cu ulei sub presiune ....80°C

În cazul unui regim forțat de lucru cu supraîncărcări admisibile de $10 \div 15\%$, apreciat la 100 h/an, temperaturile maxime admisibile se iau mai mari cu circa $20 \div 25$°C, în raport cu cele indicate mai sus, în funcție de tipul de izolație și de tensiunea nominală a cablului.

Pentru regimul de scurtă durată, care nu depăşeşte, în general, un timp de 5 s, dar care se caracterizează prin intensităţi de curenţi mari, ca în cazul scurtcircuitelor, temperatura maximă admisibilă a conductoarelor indicată de norme este mult crescută.

Astfel, pentru liniile electrice aeriene cu conductoare neizolate de cupru se admite temperatura maximă de 300°C, pentru cele de aluminiu — 200°C şi pentru cele de oţel — 400°C.

În cablurile liniilor electrice subterane, în aceleaşi condiţii ale regimului de scurtă durată, se admit următoarele temperaturi maxime:

— cu izolaţie cu hîrtie impregnată ....150°C
— cu izolaţie de polietilen ....120°C
— cu izolaţie de PVC ....140°C
— cu izolaţie de cauciuc vulcanizat ....180°C
— cu izolaţie de polietilen reticulat chimic (PRC)........180°C
— cu izolaţie de butyl ....180°C
— cu izolaţie de policloropren ....180°C.

Deoarece temperatura maximă a conductoarelor aeriene şi a cablurilor depinde de condiţiile de răcire, adică de modul de montare şi de temperatura mediului înconjurător, se indică următoarele temperaturi iniţiale:

— pentru cablurile pozate în pămînt la adîncimea de 70 cm, cîte un singur cablu în şanţ, temperatura solului se consideră 20°C;

— pentru cele pozate în apă, indiferent de numărul lor în paralel, temperatura acesteia se ia 15°C;

— pentru cele pozate în aer, temperatura iniţială se consideră de 20°C;

— temperatura maximă a aerului, considerată în ţara noastră, în cazul conductoarelor liniilor electrice aeriene, este de 40°C.

4.2. ÎNCĂLZIREA CONDUCTOARELOR ÎN REGIM PERMANENT

În condiţii normale de răcire, legea creşterii temperaturii conductoarelor în funcţie de durata trecerii curentului este reprezentată în figura 4.1 prin curba OB. Răcirea conductoarelor încălzite pînă la temperatura θ_{max}, în funcţie de timpul măsurat de la întreruperea curentului, se produce după curba AC din aceeaşi figură.

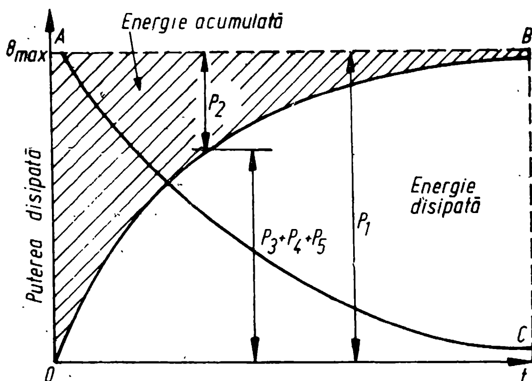


Fig. 4.1. Variaţia în timp a temperaturii conductoarelor în condiţii normale de răcire şi a energiilor, absorbită şi cedată mediului exterior.

Regimul termic este determinat în fiecare moment de echilibrul care se poate stabili între pierderile de energie, căldura acumulată în conductor şi schimbul de căldură cu exteriorul. Ecuaţia de bilanţ a acestui regim este definită sub forma generală:

$$W_1 = W_2 + W_3 + W_4 + W_5, \tag{4.1}$$

în care: W_1 reprezintă pierderile de energie transformată în căldură prin efect Joule-Lenz în conductor, în unitatea de timp.
W_2 — cantitatea de căldură înmagazinată în conductor, în unitatea de timp;
W_3 — cantitatea de căldură transmisă mediului exterior prin convecție, în unitatea de timp;
W_4 — cantitatea de căldură transmisă mediului exterior prin radiație, în unitatea de timp;
W_5 — cantitatea de căldură transmisă prin conductibilitate în lungul conductorului și transversal pe acesta (în aer), către părțile mai reci, în unitatea de timp.

Pentru analiza calitativă a fenomenului se poate neglija cantitatea de căldură transmisă prin conductibilitate *, considerînd în același timp că valoarea rezistenței conductorului nu s-a modificat datorită încălzirii. În aceste condiții, cantitatea de energie degajată de conductor rămîne constantă.

După cum se observă din figura 4.1, deși cantitatea totală de energie degajată în conductor în unitatea de timp este constantă, repartiția acesteia între energia acumulată în conductor și cea transmisă mediului exterior se modifică în timpul procesului de încălzire astfel:

— în primele momente, cea mai mare parte a căldurii degajate este acumulată în conductor, care își ridică temperatura aproximativ liniar;

— apoi treptat conductorul încălzindu-se, crește cantitatea de căldură cedată mediului exterior, astfel încît temperatura conductorului crește neliniar, mai încet decît în prima etapă;

— după un anumit interval de timp, care depinde de condițiile de răcire și de materialul conductor, întreaga cantitate de căldură este cedată mediului exterior, stabilindu-se un echilibru termic și atingîndu-se temperatura de regim a conductorului, θ_{max}. În aceste condiții ecuația de bilanț energetic devine:

$$W_1 = W_3 + W_4. \tag{4.2}$$

Cu ajutorul acestei relații se pot calcula intensitățile maxime de curent, în anumite condiții de răcire, astfel încît temperaturile maxime de regim ale conductoarelor și ale izolației acestora să rămînă sub limitele periculoase, care ar duce la degradarea lor și la compromiterea funcționării liniilor electrice respective.

Considerînd că toate punctele conductorului au aceeași temperatură de regim staționar și mediul exterior are aceiași parametri termodinamici — temperatura, viteza vîntului, coeficienții de transfer ai căldurii etc. — ecuația (4.2) se poate scrie sub forma:

$$RI_{max}^2 = (\tau_c + \tau_r)(\theta_{max} - \theta_i)\ S, \tag{4.3}$$

în care: R reprezintă valoarea rezistenței conductorului, în Ω;
I_{max} — intensitatea maximă admisibilă a curentului prin conductor, în A;

* Căldura transmisă prin conductibilitate este neglijabil de mică, ținînd seama că aerul are o conductibilitate termică redusă.

θ_{max} — temperatura maximă admisibilă a conductorului, în °C;

θ_i — temperatura inițială a mediului exterior, în °C;

S — suprafața laterală a conductorului, prin care se face transferul de căldură cu exteriorul, în cm^2;

τ_r — coeficientul de transfer al căldurii prin radiație, în $\left[\frac{W}{°C \cdot cm^2}\right]$;

τ_c — coeficientul de transfer al căldurii prin convecție, în $\left[\frac{W}{°C \cdot cm^2}\right]$.

Ținînd seama de valoarea rezistenței, în funcție de temperatura și de dimensiunile conductorului, expresia (4.3) aplicată pentru conductoare cilindrice neizolate, permite să se determine intensitatea maximă a curentului:

$$I_{max} = I_{adm} = \sqrt{\frac{\pi \, d \, \gamma \cdot s(\tau_c + \tau_r)\,(\theta_{max} - \theta_i)}{1 + \alpha(\theta_{max} - 20°)}} = \sqrt{k \, \gamma \, d^3(\theta_{max} - \theta_i)}, \qquad (4.4)$$

unde: $k = \frac{\pi^2}{4} \cdot \frac{\tau_c + \tau_r}{1 + \alpha\,(\theta_{max} - 20°)}$ reprezintă o constantă;

$d = \sqrt{\frac{4s}{\pi}}$ — diametrul conductorului, în mm;

s — secțiunea conductorului, în mm^2;

γ — conductivitatea electrică a conductorului la 20°C, în $\left[\frac{m}{\Omega \cdot mm^2}\right]$.

Relația (4.4) arată că intensitatea curentului admisibil în conductoare depinde de condițiile de răcire (τ), de natura materialului (γ) și de dimensiunile geometrice ale conductoarelor.

Coeficientul de transfer al căldurii prin convecție τ_c se poate determina pentru liniile electrice aeriene, în două situații și anume în *regimul convecției libere*, cînd mediul înconjurător se consideră fără vînt și în *regimul convecției forțate*, cînd se consideră vînt cu viteze de $(0,5 \div 0,6)\,\frac{m}{s}$.

În calculul încălzirii conductoarelor interesează ambele regimuri. Astfel, pentru a se verifica încălzirea maximă admisibilă la o funcționare critică cu suprasarcină, se va considera conductorul fără vînt. În aceste condiții coeficientul de transfer al căldurii se poate calcula cu relația:

$$\tau_c = \left(k' \frac{0,185}{d} + k'' \, 0,342 \sqrt[4]{\frac{\theta_{max} - \theta_i}{d}}\right) 10^{-3} \left[\frac{W}{°C \cdot cm^2}\right], \qquad (4.5)$$

în care constantele k' și k'' sînt indicate în tabela 4.1, în funcție de valoarea medie θ_m, a temperaturilor conductorului și mediului ambiant.

Tabela 4.1

Valorile coeficienților de corecție k' și k''

θ_m [°C]	0	20	30	40	60	80	100	200
k'	0,92	0,973	1,00	1,026	1,080	1,13	1,19	1,46
k''	1,040	1,015	1,00	1,990	1,972	0,950	0,940	0,88

În cazul funcționării conductoarelor liniilor electrice cu încărcare sub limita normală de sarcină, se consideră coeficientul de transfer al căldurii corespunzător regimului *convecției forțate*. Valoarea acestuia este dată de diverse relații, dintre care se indică două, cu ajutorul cărora se obțin rezultate apropiate:

$$\tau_c = \left(\frac{0,784}{d} + 7,7\sqrt{\frac{v}{d}}\right)10^{-3}\left[\frac{\mathrm{W}}{{}^\circ\mathrm{C}\cdot\mathrm{cm}^2}\right], \tag{4.6}$$

sau

$$\tau_c = 9\sqrt{\frac{p\,v}{d}}\cdot 10^{-3}\left[\frac{\mathrm{W}}{{}^\circ\mathrm{C}\cdot\mathrm{cm}^2}\right], \tag{4.7}$$

unde viteza de circulație a aerului (fluidului) este dată în m/s, iar presiunea atmosferică p este foarte apropiată de unitate.

Pentru informare, se dau în tabela 4.2 valorile coeficientului τ_c de transfer al căldurii prin convecție, pentru cîteva situații caracteristice, care nu se referă numai la liniile electrice.

Tabela 4.2

Valorile coeficientului $\tau_c\left[\frac{\mathrm{W}}{{}^\circ\mathrm{C}\cdot\mathrm{cm}^2}\right]$ de transfer al căldurii prin convecție

Elementul	Răcire în aer				Răcire în ulei
	Ventilație naturală în aer	Ventilație forțată cu viteza aerului, în m/s			
		3	10	50	
Conductor de cupru rotund cu diametrul $d = 2$ cm	10÷15	—	—	—	—
Bară de cupru (1 × 5) cm²	9÷10	—	—	—	—
Bobinaj izolat cu bumbac	10÷12	20÷40			70÷80
Cap de bobină izolat	10÷12	35	70	200	—
Miez de tablă silicioasă pentru transformatoare	10÷12	30	70	110	70÷90

Se constată că ventilația forțată la transformatoare activează foarte mult cedarea de căldură către exterior și răcirea acestora.

Coeficientul de transfer al căldurii prin radiație τ_r exprimat în [W/cm²·°C], arată cantitatea de energie transmisă într-o secundă, printr-o suprafață de 1 cm², cînd diferența de temperatură dintre conductor (corpul cald) și mediul înconjurător este de 1°C.

Pentru temperaturi importante mai mari decît 1 200°C, valoarea coeficientului τ_r crește cu puterea a patra a temperaturii și se calculează cu relația:

$$\tau_r = \frac{\varepsilon_i 5{,}77}{\Delta\theta}\left[\left(\frac{273+\theta_c}{100}\right)^4 - \left(\frac{273+\theta_0}{100}\right)^4\right]10^{-4}\left[\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{cm}^2\cdot{}^\circ\mathrm{C}}\right], \tag{4.8}$$

în care: θ_c reprezintă temperatura conductorului, în °C;

θ_0 — temperatura mediului înconjurător, în °C;

$\Delta\theta = \theta_c - \theta_0$;

ε_i coeficientul de emisie radiantă a suprafeței conductorului, ale cărui valori sînt indicate în tabela 4.3.

Tabela 4.3

Valoarea coeficientului ε_i în cazul temperaturilor joase, pentru liniile electrice aeriene

Starea suprafeței conductoarelor	Materialul conductor	
	Cupru	Aluminiu-Aldrey
Polizată	0,15	0,08
Alb-opac	0,24	0,23
Oxidată	0,50	0,35
Oxidată și ușor murdară	0,60	0,50
Foarte oxidată	0,73	0,70
Foarte oxidată și murdărită	0,88—0,92	0,88—0,93

La temperaturi joase de circa 100°C sau mai mici, întîlnită în mod curent în instalațiile electrice, coeficientul de radiație τ_r se poate calcula cu relația:

$$\tau_r = 2{,}8\,(100 + 0{,}6\,\theta_{max})\,10^{-6}\left[\frac{\mathrm{W}}{{}^\circ\mathrm{C}\cdot\mathrm{cm}^2}\right]. \tag{4.9}$$

În general, valoarea energiei cedată prin radiație în cazul conductoarelor din instalațiile electrice de energie este redusă, transferul de căldură către exterior realizîndu-se în principal, prin convecție. Este de menționat însă că coeficientul τ_r depinde mult și de aspectul (culoarea și luciul) suprafeței care radiază. Culorile închise și mate radiază bine căldură, în timp ce culorile deschise și lucioase radiază puțin căldura. De exemplu, pentru o bară de cupru la temperatura de 120°C, coeficientul de radiație are valorile:

$$\tau_r = 0{,}38\cdot 10^{-4}\left[\frac{\mathrm{W}}{{}^\circ\mathrm{C}\cdot\mathrm{cm}^2}\right],$$ în cazul unei suprafețe polizate;

$$\tau_r = 7{,}41\cdot 10^{-4}\left[\frac{\mathrm{W}}{{}^\circ\mathrm{C}\cdot\mathrm{cm}^2}\right],$$ în cazul unei suprafețe negre, oxidate.

Se constată că în ultimul caz, energia cedată prin radiaţie este de 20 ori mai mare decît pentru suprafeţele polizate. Din această cauză, în instalaţiile electrice de distribuţie a energiei barele colectoare se vopsesc, îmbunătăţindu-se sensibil răcirea acestora. Din cele menţionate mai sus se trag următoarele concluzii.

a. Relaţia (4.4) este generală, fiind valabilă pentru orice temperatură a mediului exterior. Astfel, dacă se notează cu indicii *1* şi *2* două stări termice iniţiale ale mediului şi se presupune că $\theta_1 = 25°C$ şi $\theta_2 \neq 25°C$, atunci legătura între intensităţile maxime admisibile de curent în cele două stări, este dată de relaţia:

$$I_{2\,adm} = I_{1\,adm}\sqrt{\frac{\Delta\theta_2}{\Delta\theta_1}}, \tag{4.10}$$

în care: $\Delta\theta_1 = \theta_{max} - 25$ şi $\Delta\theta_2 = \theta_{max} - \theta_2$.

Informativ, în tabela 4.4 se dau intensităţile admisibile de curent în regim permanent de funcţionare a conductoarelor liniilor electrice aeriene, pentru $\theta_{max} = 70°C$ şi $\theta_i = 25°C$. În tabela 4.5 se indică coeficienţii de corecţie în funcţie de variaţia temperaturii mediului exterior.

Tabela 4.4

Încărcări admisibile de curent ale conductoarelor în regim permanent de funcţionare

Secţiunea nominală [mm²]		10	16	25	35	50	70	95	120	150	185	240	300
Intensitatea curentului [A]	Cu	10	120	170	205	255	320	380	455	535	605	725	850
	Al	—	100	125	160	200	250	305	355	415	470	575	665
	OL-Al	—	100	125	160	205	260	315	360	420	485	575	665

Tabela 4.5

Coeficienţi de corecţie ai încărcărilor din tabela 4.4 în funcţie de variaţia temperaturii mediului

Temperatura mediului exterior [°C]	10	15	20	25	30	35	40
Valoarea coeficientului de corecţie	1,11	1,075	1,04	1,00	0,96	0,92	0,88

b. Intensitatea curentului admisibil de durată este funcţie de produsul dintre diametrul conductorului şi secţiunea acestuia (ds). Considerînd două conductoare cilindrice cu secţiunile s_1 şi s_2 şi ţinînd seamă că diametrul se poate exprima în funcţie de secţiune prin relaţia:

$$d = \sqrt{\frac{4s}{\pi}},$$

rezultă că:

$$\frac{I_{1\,adm}}{I_{2\,adm}} = \sqrt[4]{\frac{s_1^3}{s_2^3}}$$

sau:

$$\frac{\delta_{1\,adm}}{\delta_{2\,adm}} = \sqrt[4]{\frac{s_2}{s_1}}, \tag{4.11}$$

în care $\delta_{1\,adm}$ şi $\delta_{2\,adm}$ reprezintă densităţile de curent în cele două cazuri.

Dacă $s_2 > s_1$ atunci $\delta_{2\,adm} < \delta_{1\,adm}$, ceea ce arată că creşterea secţiunii conductorului atrage după sine micşorarea densităţii de curent admisibilă.

Într-adevăr, pornind de la relaţia (4.3) se poate scrie că:

$$\rho \frac{l}{s} I^2 = \tau\, S \Delta\theta = \tau\, p\, l \Delta\theta,$$

din care rezultă:

$$\delta = \sqrt{\frac{\tau}{\rho} \cdot \frac{\Delta\theta}{l} \cdot \frac{S}{s}} = \sqrt{\frac{\tau}{\rho} \cdot \frac{p}{s} \Delta\theta}, \tag{4.12}*$$

unde: p reprezintă perimetrul conductorului;
$\tau = \tau_r + \tau_c$ — coeficientul total de transfer al căldurii către mediul exterior;
$\Delta\theta = \theta_{max} - \theta_i$ — diferenţa dintre temperatura maximă şi temperatura iniţială.

Din ultima relaţie se constată că la creşterea diametrului conductorului, suprafaţa de răcire care revine unităţii de secţiune transversală $\frac{S}{s}$ devine din ce în ce mai mică şi condiţiile de evacuare a căldurii în exterior sînt mai defavorabile. Această constatare teoretică are o mare importanţă din punct de vedere economic, deoarece arată că în cazul alegerii unor secţiuni mari, materialul conductor poate să nu fie totdeauna bine utilizat. De aceea, în astfel de situaţii este raţional să se folosească mai multe cabluri în paralel la liniile electrice subterane sau mai multe conductoare pe fază la liniile electrice aeriene, mai ales cînd şi alte condiţii nu sînt satisfăcute (de exemplu, fenomenul corona).

c. Relaţia (4.4) arată că intensitatea admisibilă de curent în conductoare este proporţională cu rădăcina pătrată din conductivitatea γ. Ţinînd seama

---

* Relaţia (4.12) poate fi particularizată pentru diferite forme geometrice de conductoare:

— pentru conductoare cu secţiuni cilindrice: $\delta = \sqrt{4 \frac{4}{\rho} \frac{\Delta\theta}{d}}$;

— pentru conductoare cu secţiuni pătrate: $\delta = \sqrt{4 \frac{\tau}{\rho} \cdot \frac{\Delta\theta}{l}}$;

— pentru conductoare cu secţiuni dreptunghiulare: $\delta = \sqrt{2 \frac{\tau}{\rho} \frac{L + l}{L l} \cdot \Delta\theta}$.

că în construcţia reţelelor electrice materialele conductoare sînt cuprul şi aluminiu, pentru aceeaşi secţiune rezultă că:

$$I_{adm\ Al} = I_{adm\ Cu} \sqrt{\frac{\gamma_{Al}}{\gamma_{Cu}}} \approx 0{,}77\ I_{adm\ Cu}. \qquad (4.13)$$

d. În practică, pentru cunoaşterea intensităţilor de curent admisibile în condiţii normale de răcire, se utilizează tabele cu încărcări date în prescripţii. Cînd apar abateri importante ale condiţiilor reale, în raport cu cele normale, încărcările se corectează cu coeficienţi, indicaţi în prescripţii (v. tabela 4.5), care ţin seama de temperatura mediului — aer, pămînt — în perioada sarcinii maxime.

În cazul cablurilor, poate să intervină un al doilea coeficient care se aplică încărcărilor admisibile tabelate, determinat de *condiţiile de montare* ale acestora. Astfel, dacă în acelaşi şanţ se instalează mai multe cabluri în paralel la distanţe mai mici decît cele indicate în prescripţii şi norme, se aplică coeficienţi de corecţie, deoarece se înrăutăţesc condiţiile de răcire a lor. Aceşti coeficienţi sînt de asemenea tabelaţi.

Dacă se notează cei doi coeficienţi, de temperatură şi de montaj, cu α_t şi α_m, rezultă că curenţii reali admisibili în conductoare, în aceste condiţii trebuie recalculaţi, cu relaţia:

$$I'_{adm} = \alpha_t \cdot \alpha_m I_{adm}. \qquad (4.14)$$

În cazul instalării în apă a mai multor cabluri paralele nu se folosesc coeficienţi de corecţie.

Pentru porţiunile pozate în tuburi fără ventilaţie artificială, cînd lungimea acestora este mai mare decît 10 m, sarcinile de calcul admisibile se adoptă conform tabelelor pentru cabluri instalate în aer. Cînd se pozează mai multe cabluri în paralel, se introduc suplimentar anumiţi coeficienţi tabelaţi; în acest caz, drept distanţă între cabluri se consideră distanţa între axele tuburilor, minus diametrul cablului.

Dacă instalarea cablului se face pe trasee cu diferite condiţii de răcire, atunci intensitatea admisibilă de curent se determină sau se alege pentru porţiunea cu cele mai nefavorabile condiţii de răcire.

e. În cazul cablurilor ce funcţionează în regim permanent, cantitatea de căldură ce trebuie evacuată este mai mare decît la liniile electrice aeriene, deoarece în afara pierderilor de energie în conductoare, mai au loc pierderi de energie, transformate în căldură în dielectric (în conductanţa laterală a acestora) şi în învelişurile protectoare ale cablurilor, datorită curenţilor induşi în acestea de către curentul de conducţie din conductoare. De aceea, intensităţile admisibile de curenţi în cabluri diferă într-o oarecare măsură de cele din conductoarele liniilor electrice aeriene, iar supraîncărcările de lungă durată ale acestora sînt interzise. Se admit supraîncărcări pe perioade de cel mult două ore, pentru condiţii normale de funcţionare, care sînt de 10% din sarcina admisibilă, pentru cabluri cu tensiuni nominale pînă la 3 kV şi 15% pentru cablurile cu tensiuni nominale de 6 şi 10 kV.

4.3. ÎNCĂLZIREA CONDUCTOARELOR ÎN REGIM INTERMITENT

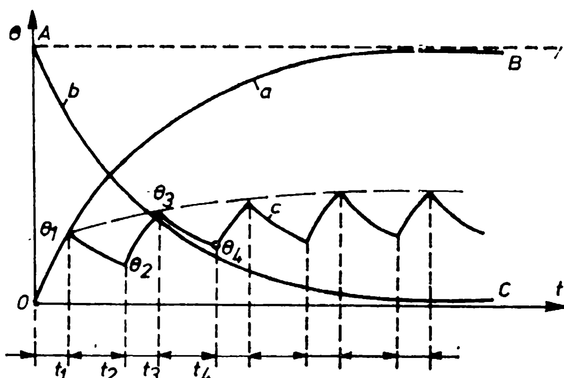


Fig. 4.2. Încălzirea conductoarelor în regim intermitent: *a* — curba de încălzire; *b* — curba de răcire; *c* — curba de încălzire intermitentă.

În anumite cazuri, consumatorii prezintă un regim intermitent, care se caracterizează prin perioade scurte de funcționare, urmate de pauze, de asemenea scurte. În aceste condiții, dacă conductoarele sînt parcurse un timp t de un curent cu aceeași intensitate, însă în mod intermitent, atunci încălzirea lor va fi mai mică și variația temperaturii corespunde curbei frînte dată în figura 4.2. În intervalul de timp t_1, cînd conductorul este parcurs de curent, încălzirea lui se produce după legea reprezentată de curba OB din figura 4.1, fără a fi atinsă temperatura θ_{max}. Cînd curentul este întrerupt, în intervalul de timp t_2, răcirea conductorului se face după legea reprezentată prin curba AC din figura 4.1, fără a se reveni la temperatura inițială. Pentru intervalele următoare $t_3, t_4, ..., t_{n-1}, t_n$ variația temperaturii se produce analog, stabilindu-se în final o temperatură care este mai mică decît aceea pe care ar atinge-o conductorul, dacă ar fi parcurs permanent de un curent de aceeași intensitate. Această constatare are o importanță practică deosebită, deoarece curenții admisibili în conductoare în cazul unor sarcini intermitente, pot avea intensități mai mari decît la sarcini permanente.

Într-un regim intermitent de funcționare oarecare, curentul echivalent *, pentru care trebuie alese conductoarele și verificate din punct de vedere termic, se determină **cu** relația:

$$I_e = \sqrt{\frac{I_1^2 t_1 + I_2^2 t_2 + ... + I_n^2 t_n}{t_1 + t_2 + ... + t_n}}, \tag{4.15}$$

în care: $I_1, I_2, ..., I_n$ reprezintă intensitățile de curent în perioadele de funcționare;

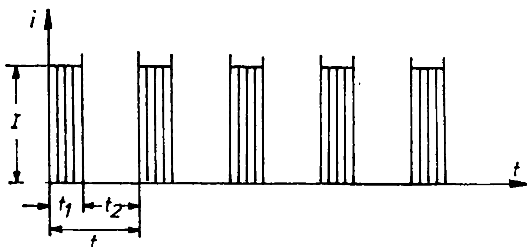
$t_1, t_2, ..., t_n$ — timpii de funcționare.

În cazul cînd se presupun regimuri ciclice de lucru, curentul echivalent, care pe timpul unui ciclu (sau a n cicluri) ar produce aceeași ridicare de temperatură ca și curenții reali I din figura 4.3, se determină cu relația (4.15) pusă sub forma:

$$I_e = \sqrt{\frac{nI^2 t_1}{n(t_1 + t_2)}} = I\sqrt{\frac{t_1}{t_1 + t_2}} = I\sqrt{D_A} \tag{4.16}$$

* Acest curent ar produce aceeași creștere a temperaturii conductoarelor ca și curenții reali.

Fig. 4.3. Determinarea duratei active de lucru pentru regimuri ciclice de lucru.



în care: t_1 reprezintă timpul activ de lucru al ciclului;
t_2 — timpul de pauză al ciclului;
n — numărul de cicluri;
$D_A = \frac{t_1}{t_1 + t_2}$ — durata activă relativă a ciclului.

Din relația (4.16) se determină că:

$$I = I_e \sqrt{\frac{1}{D_A}} = I_e \sqrt{\frac{100}{D_A\,\%}}\,. \tag{4.17}$$

Deoarece $\frac{1}{D_A}$ este totdeauna un număr supraunitar, rezultă că intensitatea curentului I al ciclului este mai mare decît intensitatea curentului echivalent de durată sub sarcină constantă, care ar produce aceeași temperatură a conductorului.

În calculul efectuat trebuie făcută și o verificare a încălzirii în timpul duratei de conectare. Pentru secțiuni mici de conductoare, de exemplu de 6 mm^2, din cauza constantei mari de răcire a conductorului, se limitează timpul activ de lucru la circa 4 min.

4.4. ÎNCĂLZIREA CONDUCTOARELOR ÎN REGIM TRANZITORIU

Regimul termic tranzitoriu al conductoarelor parcurse de curenți electrici este caracterizat prin aceeași ecuație generală de bilanț (4.1) care se poate explicita în funcție de caracteristicile de material, de dimensiunile geometrice și de condițiile de răcire ale acestora.

Fie conductorul de rezistență r, căldură specifică volumică c și volum de material V, care este alimentat cu o tensiune alternativ sinusoidală $\hat{U} \sin \omega t$ de la rețeaua de impedanță $\underline{Z} = R + \mathrm{j}\,\omega L$, așa cum se arată în figura 4.4.

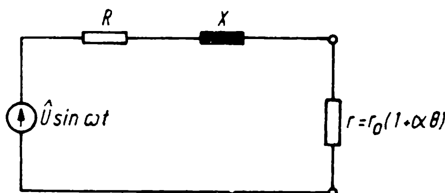


Fig. 4.4. Schema electrică principială de alimentare a unui conductor de rezistență r.

Dacă se consideră că schimbul de căldură cu mediul exterior se face prin suprafața laterală S, cu un coeficient total de transmisie τ și se neglijează căldura pierdută prin conductibilitate, ecuația (4.1) a echilibrului termic în conductor este:

$$cV\,d\theta + \tau S\theta\,dt = r_0(1 + \alpha\theta)\,I^2\,dt, \qquad (4.18)^*$$

în care: $cVd\theta$ reprezintă căldura acumulată în conductor pentru o variație a temperaturii $d\theta$;
$\tau S\theta dt$ — căldura transmisă mediului prin radiație și convecție în intervalul de timp dt;
$r_0(1 + \alpha\theta)I^2dt$ — energia electrică pierdută ca urmare a trecerii curentului prin conductor în intervalul de timp dt.

Ordonînd termenii, ecuația (4.18) se poate scrie sub forma:

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{\tau S}{cV}\left(1 - \alpha\frac{r_0 I^2}{\tau S}\right)\theta = \frac{r_0 I^2}{cV}, \qquad (4.19)$$

cu ajutorul căreia se pot pune în evidență următoarele mărimi fizice:

Constanta de timp a încălzirii $T = \frac{cV}{\tau S}$ care depinde de condițiile de răcire (τ), de caracteristica de material (c) și de dimensiunile geometrice ale conductoarelor (S, V). În cazul conductoarelor cilindrice, de exemplu, constanta de timp a încălzirii este definită de relația:

$$T = \frac{c}{\tau}\cdot\frac{a}{2}, \ [s] \qquad (4.20)$$

în care a reprezintă raza conductoarelor.

Viteza inițială de creștere a temperaturii $v_0 = \frac{r_0 I^2}{cV}$, care caracterizează starea termică a conductoarelor, cînd temperatura lor este încă redusă. Ea depinde de caracteristicile de material (ρ_0, c) și de pătratul densității curentului în conductor, adică:

$$v_0 = \frac{\rho_0}{c}\cdot\frac{I^2}{s^2} = \frac{\rho_0}{c}\,\delta^2\left[\frac{°C}{s}\right]. \qquad (4.21)$$

Intensitatea procesului electrotermic $H = \frac{r_0 I^2}{\tau S}$, care reprezintă temperatura fictivă finală stabilizată în conductor, dacă rezistența acestuia nu ar varia cu temperatura. Ea depinde de dimensiunile geometrice ale conductoarelor, de condițiile de răcire (τ), de constanta de material (ρ_0) și de pătratul intensității curentului. Pentru un conductor cilindric, de exemplu, această mărime se poate pune sub forma:

$$H = \frac{a}{2}\cdot\frac{\rho_0}{\tau}\,\delta^2[°C]. \qquad (4.22)$$

---

* În această ecuație și în cele care vor fi deduse cu ajutorul ei, θ are semnificația unei diferențe de temperaturi $\theta = (\theta_1 - \theta_2)$, respectiv $d\theta = d(\theta_1 - \theta_2)$.

Cele trei mărimi fizice definite mai sus, între care există relația de legătură:

$$H = v_0 T \tag{4.23}$$

permit scrierea ecuației (4.19) sub forma:

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{1-H}{T}\theta = v_0, \tag{4.24}$$

a cărei soluție generală va fi dată ținînd seama de condițiile de alimentare a conductoarelor, reieșite din variația pierderilor de putere în funcție de temperatură.

a. Stabilirea funcției pierderilor de putere electrică în conductoare

Dacă rezistența conductorului din figura 4.4 variază liniar cu temperatura, atunci pierderile de putere sînt date de relația:

$$p = \frac{r_0(1+\alpha\theta)U^2}{[R+r_0(1+\alpha\theta)]^2+X^2} = p_0 \frac{m(1+\alpha\theta)}{[1+m(1+\alpha\theta)]^2+n^2}, \tag{4.25}$$

în care: $p_0 = \frac{U^2}{R}$ reprezintă pierderile de putere în rezistența rețelei de alimentare;

$m = \frac{r_0}{R}$ — raportul dintre rezistența inițială a conductorului și cea a rețelei de alimentare;

$n = \frac{X}{R} = \text{tg}\,\varphi_0$ — parametru caracteristic rețelei de alimentare.

Ecuația (4.25) se poate scrie sub forma:

$$y = \frac{p}{p_0} = \frac{z}{(1+z)^2+n^2}, \tag{4.26}$$

în care $z = m(1+\alpha\theta) \in [0, \infty)$

sau $\alpha\theta \in [-1, \infty)$.

Funcția y(z) reprezintă *funcția pierderilor de putere*, care poate fi reprezentată printr-un fascicol de curbe, a căror variație generală este redată în figura 4.5. Atît panta în origine, cît și valoarea maximă a curbelor depind

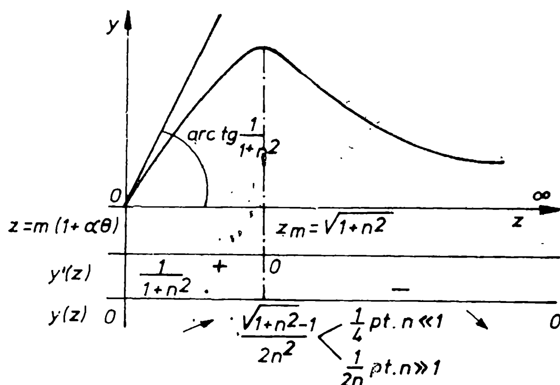


Fig. 4.5. Variația funcției pierderilor de putere cu temperatura.

numai de parametrii rețelei de alimentare, fiind determinate prin relațiile:

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{1}{1+n^2} \tag{4.27}$$

și

$$y_{max} = \frac{z_m - 1}{2n^2} = \frac{\sqrt{1+n^2}-1}{2n^2}, \tag{4.28}$$

în care s-a ținut seama că:

$$z_m = \sqrt{1+n^2}.$$

Conform figurii 4.5 variația funcției pierderilor de putere prezintă anumite *zone caracteristice*, care *corespund unor condiții de alimentare a conductoarelor bine definite*. Aceste zone se vor pune în evidență făcînd următoarele interpretări și aproximații.

1. *Asupra valorilor maxime ale variabilei și funcției*

Dacă $n \ll 1$ $(R \gg X)$, adică rețeaua de alimentare este puternic rezistivă, atunci:

$$z_m = \sqrt{1+n^2} \approx 1 + \frac{n^2}{2} \tag{4.29}$$

și

$$y_{max} = \frac{1}{4} = \text{const.} \tag{4.30}$$

Dacă $n \gg 1$ $(R \ll X)$, adică rețeaua de alimentare este puternic inductivă, atunci:

$$z_m = \sqrt{1+n^2} \approx n + \frac{1}{2n} \tag{4.31}$$

și

$$y_{max} \approx \frac{1}{2n}.$$

2. *Asupra funcției pierderilor de putere*

Dacă parametrul $m \ll 1$ $(r_0 \ll R)$ la temperaturi mici, se poate scrie că:

$$z = m\,(1 + \alpha\,\theta) \ll 1 \tag{4.33}$$

și

$$y = \frac{z}{(1+z)^2 + n^2} \approx \frac{z}{1+n^2} = \frac{m\,(1+\alpha\theta)}{1+n^2}, \tag{4.34}$$

adică funcția pierderilor de putere se poate aproxima printr-o dreaptă. În aceste condiții, alimentarea conductoarelor se face cu *curent practic constant*, egal cu curentul inițial din circuit:

$$I^2 = \frac{U^2}{R^2}\cdot\frac{1}{(1+z)^2+n^2} \approx \frac{U^2}{R^2+X^2} = I_0^2. \tag{4.35}$$

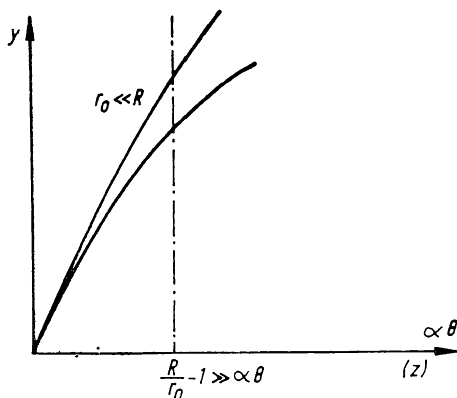


Fig. 4.6. Variația pierderilor de putere cu temperatura cînd rezistența conductorului este mult mai mică decît cea a rețelei de alimentare.

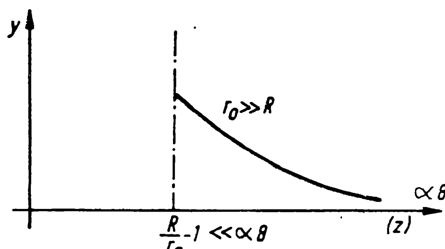


Fig. 4.7. Variația pierderilor de putere cu temperatura, cînd rezistența inițială a conductorului este mult mai mare decît cea a rețelei de alimentare.

Din punct de vedere fizic, rezultă că în această zonă *variația pierderilor de putere este determinată mai ales de creșterea rezistenței cu temperatura*. Micșorarea intensității curentului cu rezistența este practic neînsemnată.

Pe măsură ce temperatura conductorului crește, variația pierderilor de putere nu mai este liniară, însă continuă să aibă o alură crescătoare, ca în figura 4.6, ceea ce pune în evidență faptul că influența creșterii rezistenței este predominantă.

Panta curbelor date în figurile 4.5 și 4.6 reprezintă viteza creșterii pierderilor de putere în conductor cu temperatura și constituie un indiciu cu privire la capacitatea de evacuare a căldurii în mediul înconjurător și de realizare a unui echilibru termic.

La temperaturi foarte scăzute, pierderile de putere scad și devin teoretic nule pentru $z = 0$ ($\alpha\theta = 1$). Dacă se ține seama că pentru conductoare de cupru $\alpha \approx 0{,}0042$ grd^{-1}, rezultă că pierderile sînt nule la o temperatură $\theta \approx -235$°C. Acest fapt constatat la scară macroscopică este aproximativ, deoarece trebuie avute în vedere fenomenele fizice care se petrec în conductoare la temperaturi foarte scăzute. Într-adevăr, condiția pierderilor nule asociate descreșterii rezistivității electrice, deci modificărilor proprietăților metalelor, se realizează la o temperatură critică diferită de cea de mai sus și pentru o intensitate de cîmp magnetic suficient de redusă. Aceste condiții oferă metalelor *proprietatea de supraconductibilitate*, a cărei folosire în tehnica transportului de energie electrică, permite creșterea capacității de transport și reducerea apreciabilă a pierderilor de putere.

Dacă parametrul $n \gg 1$ ($r_0 \gg R$) *alimentarea conductorului se face sub tensiune practic constantă*. Curentul din conductor scade rapid cu creșterea temperaturii, iar funcția pierderilor de putere variază conform relației:

$$y = \frac{z}{(1+z)^2 + n^2} = \frac{z}{z^2 + n^2} = \frac{m(1 + \alpha\theta)}{1 + n^2}. \tag{4.36}$$

Alura ei este aproximativ hiperbolică și corespunde figurii 4.7, din care rezultă că intensitatea curentului absorbit inițial este mare, după care se

micşorează, pe măsura creşterii temperaturii. În acest caz, influenţa descreşterii curentului asupra pierderilor de putere este mai neînsemnată decît cea a creşterii rezistenţei cu temperatura, iar $z_m \Rightarrow n$ şi $y_{max} \Rightarrow \frac{1}{2n^2}$.

În jurul valorii sale maxime, variaţia funcţiei pierderilor de putere se poate determina dezvoltînd în serie Taylor ecuaţia (4.26) obţinîndu-se:

$$y(z) = y\left[(z - z_m) + z_m\right] = y(z_m) + \frac{z - z_m}{1!} y'(z_m) + \frac{(z - z_m)^2}{2!} y''(z_m) + \ldots \quad (4.37)$$

Considerînd numai primii trei termeni ai dezvoltării în serie şi ţinînd seama că $y'(z_m) = 0$, rezultă că:

$$y(z) \approx y(z_m) + \frac{(z - z_m)^2}{2!} y''(z_m) = y_{max} - \frac{(z - z_m)^2}{4z_m(1 + z_m)^2}, \quad (4.38)$$

în care s-a ţinut seama că:

$$y''(z_m) = -\frac{1}{2z_m(1 + z_m)^2}. \quad (4.39)$$

Funcţia pierderilor de putere din jurul valorii sale maxime reprezintă o parabolă, dată de ecuaţia (4.38), cu vîrful în punctul de coordonate (z_m, y_m) aşa cum se arată în figura 4.8. Se constată că pentru $z \approx 1 (r_0 \approx R)$, în această zonă, funcţia pierderilor de putere rămîne aproximativ constantă, ceea ce poate constitui un indiciu cu privire la posibilitatea realizării unui echilibru termic al conductoarelor. Din punct de vedere fizic, rezultă că creşterea rezistenţei cu temperatura este echilibrată de descreşterea curentului de alimentare. În aceste condiţii *alimentarea conductoarelor se face cu pierderi aproximativ constante.*

Valoarea cea mai mare a funcţiei pierderilor de putere se obţine scriind:

$$y'_{max}(n) = \frac{2\sqrt{1 + n^2} - 2 - n^2}{2n^3\sqrt{1 + n^2}}, \quad (4.40)$$

care se anulează pentru $n = 0$. În aceste condiţii se constată că:

$$(y_{max})_{max} = \lim \frac{\sqrt{1 + n^2} - 1}{2n^2} = \lim \frac{\frac{n}{1 + n^2}}{4n} = \frac{1}{4}, \quad (4.41)$$

adică cele mai mari pierderi de putere în conductor au loc cînd reţeaua de alimentare este puternic ohmică.

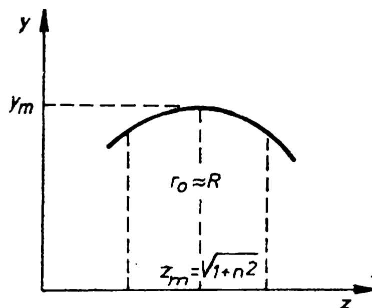


Fig. 4.8. Variaţia pierderilor de putere cu temperatura, în jurul valorii lor maxime.

b. Integrarea ecuației generale a încălzirii în regim tranzitoriu

Regimul termic al conductoarelor electrice este mult influențat de condițiile de alimentare cu energie electrică. Dacă *alimentarea se face cu curent practic constant*, adică $m \ll 1$ și $r_0 \ll R$, regimul termic al conductoarelor poate fi sau nu stabil, acest lucru depinzînd în mare măsură de panta curbei pierderilor de putere. Dacă *alimentarea se face cu pierderi aproximativ constante* ($r_0 \approx R$) sau cu *tensiune practic constantă* ($r_0 \gg R$), atunci regimul termic al conductoarelor poate deveni totdeauna stabil.

În cele ce urmează, se analizează cele trei cazuri de alimentare a conductoarelor și se constată că variația temperaturii și temperaturile de regim obținute sînt mult diferite între ele.

4.4.1. CONDUCTOARE ALIMENTATE CU CURENT PRACTIC CONSTANT

În acest caz, ecuația (4.24) are soluția:

$$\theta = \theta_\infty(1 - e^{-\frac{t}{T_e}}), \tag{4.42}$$

în care: $\theta_\infty = \dfrac{H}{1 - \alpha H} = \dfrac{v_0 T}{1 - \alpha v_0 T}$ reprezintă temperatura finală efectivă a conductorului;

$T_e = \dfrac{T}{1 - \alpha H} = \dfrac{H}{v_0(1 - \alpha v_0 T)}$ — constanta de timp exponențială a încălzirii.

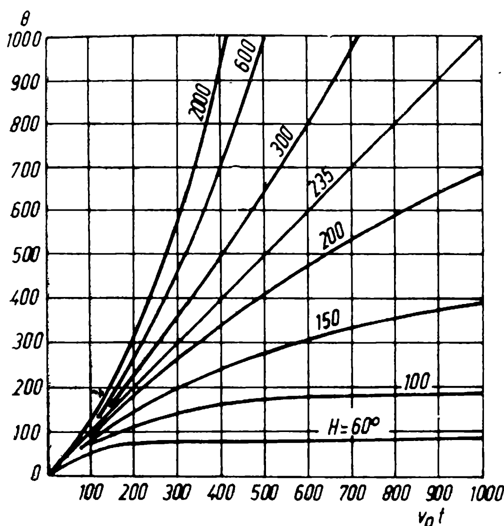


Fig. 4.9. Variația în timp a temperaturii conductoarelor, considerînd diferite intensități ale procesului electrotermic.

Mărimile θ, θ_∞ și T_e depind de intensitatea procesului electrotermic. De aceea, în reprezentarea grafică a soluției (4.42) dată în figura 4.9 pentru conductoare de cupru, intensitatea procesului electrotermic a fost considerată ca un parametru.

În interpretarea curbelor de variație a temperaturii conductoarelor trebuie să se țină seama de următoarele procese fizice:

— creșterea rezistenței cu temperatura, care condiționează o creștere suplimentară de putere în conductor:

— răcirea conductoarelor determinată de transferul de căldură către mediul exterior și de dimensiunile geometrice ale acestora;

— pierderile de putere în conductor.

Dacă intensitatea procesului electrotermic $H < \frac{1}{\alpha} = 235\,°C$, atunci constanta de timp exponențială $T_e > 0$, iar exponentul din paranteza soluției (4.42) devine negativ. Temperatura conductoarelor tinde asimptotic către o valoare finită, ceea ce arată că se realizează totdeauna un echilibru termic.

Dacă intensitatea procesului electrotermic $H > \frac{1}{\alpha} = 235°C$, atunci constanta de timp exponențială $T_e < 0$, iar exponentul din paranteza soluției (4.42) devine pozitiv. În aceste condiții, nu se poate realiza un echilibru termic, temperatura conductoarelor ia valori importante care conduc la topirea sau volatilizarea acestora. În regim de scurtcircuit încălzirea conductoarelor se produce după o lege asemănătoare acestui caz.

Dacă intensitatea procesului electrotermic $H = \frac{1}{\alpha} = 235°C$, apare un regim critic, cînd ecuația de încălzire ia forma particulară:

$$\frac{d\theta}{dt} = v_0, \tag{4.43}$$

care arată că temperatura conductoarelor crește liniar în timp, pînă la topirea sau volatilizarea acestora. Încălzirea suplimentară datorită creșterii rezistenței cu temperatura este compensată total prin transferul de căldură proporțional cu coeficientul τ și diferența de temperatură, iar creșterea temperaturii conductoarelor este determinată numai de termenul din partea dreaptă a ecuației (4.19), proporțional cu energia pierdută în conductor.

4.4.2. CONDUCTOARE ALIMENTATE ÎN CONDIȚII DE PIERDERI APROXIMATIV CONSTANTE

În aceste condiții, puterea pierdută în conductoare care se transformă în căldură, rămîne aproximativ constantă, adică:

$$r_0 I_0^2 \approx r_\infty I_\infty^2, \tag{4.44}$$

iar ecuația încălzirii se poate scrie sub forma:

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{\theta}{T} = v_0. \tag{4.45}$$

Soluția acestei ecuații este:

$$\theta = v_0 T\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right) = \theta_\infty\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right), \tag{4.46}$$

care arată că temperatura finală a conductorului are totdeauna o valoare finită, egală cu intensitatea procesului electrotermic ($v_0 T = H$). Pierderile de putere fiind aproximativ constante, rezultă că în cazul unui proces sta-

bilizat efectul creşterii rezistenţei cu temperatura este compensat de reducerea intensităţii curentului, iar între curentul absorbit iniţial şi cel de regim permanent există relaţia:

$$I_\infty = \frac{I_0}{\sqrt{1 + \alpha H}} = \frac{I_0}{\sqrt{1 + \alpha\theta_\infty}}, \tag{4.47}$$

adică intensitatea curentului de regim permanent scade invers proporţional cu rădăcina pătrată a intensităţii procesului electrotermic.

4.4.3. CONDUCTOARE ALIMENTATE CU TENSIUNE APROXIMATIV CONSTANTĂ

În acest caz, ecuaţia (4.19) a echilibrului electrotermic al conductorului se poate scrie sub forma:

$$cV\frac{d\theta}{dt} + \tau S\,\theta \approx \frac{r_0 I_0^2}{1 + \alpha\theta}$$

sau:

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{\theta}{T} = \frac{v_0}{1 + \alpha\theta} \tag{4.48}$$

a cărei soluţie se obţine separînd variabilele şi integrînd parte cu parte.

Astfel, ecuaţia (4.48) se poate scrie, după transformări, sub forma:

$$\frac{1}{2}\int_0^\theta \frac{2\alpha\theta + 2}{\alpha\theta^2 + \theta - H}\,d\theta = \frac{1}{2}\int_0^\theta \frac{d(\alpha\theta^2 + \theta - H)}{\alpha\theta^2 + \theta - H}\,d\theta + \frac{1}{2}\int_0^\theta \frac{d\theta}{\alpha\theta^2 + \theta - H} =$$

$$= -\int_0^t \frac{dt}{T}. \tag{4.49}$$

Integrala primului termen este evidentă, adică:

$$\frac{1}{2}\int_0^\theta \frac{d(\alpha\theta^2 + \theta - H)}{\alpha\theta^2 + \theta - H}\,d\theta = \frac{1}{2}\ln\left|\alpha\theta^2 + \theta - H\right|_0^\theta. \tag{4.50}$$

Integrala celui de-al doilea termen va fi pusă sub forma:

$$\frac{1}{2}\int_0^\theta \frac{d\theta}{\alpha\theta^2 + \theta - H} = \frac{1}{2}\int_0^\theta \frac{d\theta}{(\theta - \theta_1)(\theta - \theta_2)} = \frac{1}{2\alpha(\theta_1 - \theta_2)}\left[\int_0^\theta \frac{d\theta}{\theta - \theta_1} - \right.$$

$$\left. - \int_0^\theta \frac{d\theta}{\theta - \theta_2}\right] = \frac{1}{2\alpha(\theta_1 - \theta_2)}\ln\left|\frac{\theta - \theta_1}{\theta - \theta_2}\right|_0^\theta, \tag{4.51}$$

în care: θ_1 şi θ_2 reprezintă rădăcinile trinomului $(\alpha\theta^2 + \theta - H)$, care au valorile:

$$\theta_1 = \frac{1}{2\alpha}(\sqrt{1 + 4\alpha H} - 1) \text{ şi } \theta_2 = -\frac{1}{2\alpha}(\sqrt{1 + 4\alpha H} + 1). \tag{4.52}$$

Soluţia generală a ecuaţiei diferenţiale (4.49) rezultă din adunarea soluţiilor (4.50) şi (4.51), adică:

$$\ln|\alpha\theta^2+\theta-H|\Big|_0^\theta+\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta-\theta_2}\right|\Big|_0^\theta=-\frac{2t}{T}, \qquad (4.53)$$

care se poate încă transforma. Astfel, dezvoltînd termenii din partea stîngă:

$$\ln|\alpha\theta^2+\theta-H|\Big|_0^\theta=\ln\alpha|(\theta-\theta_1)(\theta-\theta_2)|\Big|_0^\theta=$$

$$=\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|-\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right| \qquad (4.54)$$

şi

$$\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta-\theta_2}\right|\Big|_0^\theta=\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta-\theta_2}\right|-\ln\frac{\theta_1}{\theta_2}=\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|-\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right| \qquad (4.55)$$

şi introducînd în soluţia (4.53) se obţine:

$$\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|+\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right|+\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|-$$

$$-\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right|=-\frac{2t}{T}$$

sau:

$$\left(1+\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}\right)\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|+\left(1-\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}\right)\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right|=-\frac{2t}{T}. \qquad (4.56)$$

Dacă se notează:

$$A=1+\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}=1+\frac{1}{\sqrt{1+4\alpha H}};\ B=1-\frac{1}{\alpha(\theta_1-\theta_2)}=$$

$$=1-\frac{1}{\sqrt{1+4\alpha H}},$$

soluţia (4.56) se poate pune sub forma:

$$A\ln\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|+B\ln\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right|=-\frac{2t}{T} \qquad (4.57)$$

sau:

$$\left|\frac{\theta-\theta_1}{\theta_1}\right|^A\cdot\left|\frac{\theta-\theta_2}{\theta_2}\right|^B=e^{-\frac{2t}{T}}. \qquad (4.58)$$

Sub această formă, soluţia (4.58) se studiază cu dificultate. De aceea pentru trasarea unor curbe universale se determină temperatura regimului staţionar θ_∞ şi se studiază variaţia abaterilor de temperatură faţă de acest regim.

Regimul staționar se studiază considerînd $t \Rightarrow \infty$ în soluția (4.58), adică:

$$\left|\frac{\theta_\infty - \theta_1}{\theta_1}\right|^A \cdot \left|\frac{\theta - \theta_2}{\theta_2}\right|^B = 0, \tag{4.59}$$

din care rezultă:

$$\theta_\infty = \theta_1 = \frac{1}{2\alpha}\left(\sqrt{1 + 4\,\alpha H} - 1\right), \tag{4.60}$$

care arată că temperatura finală are totdeauna o valoare finită, cu atît mai ridicată cu cît viteza inițială de creștere a temperaturii este mai mare și constanta de timp este mai mică. Ea este mult diferită de soluțiile obținute în cazurile studiate la paragrafele 4.4.1 și 4.4.2. De exemplu, considerînd $\alpha H = 1$, care în paragraful 4.4.1 reprezenta o condiție critică, se obține $\theta_\infty < \frac{1}{\alpha}$.

Pentru intensități electrotermice ridicate, $H > \frac{1}{\alpha}$, soluția (4.60) poate fi scrisă și sub forma aproximativă:

$$\theta_\infty \approx \sqrt{\frac{H}{\alpha}}, \tag{4.61}$$

adică temperatura finală, în aceste condiții, este aproximativ proporțională cu rădăcina pătrată din intensitatea procesului electrotermic.

Pentru trasarea curbelor universale ale încălzirii, în unități relative, se va deduce o ecuație generală, a abaterilor temperaturilor față de temperatura regimului stabilizat. În acest scop se determină, prin transformarea ecuației (4.60):

$$2(\alpha\,\theta_\infty + 1) = \sqrt{1 + 4\alpha H} + 1$$

sau:

$$\frac{\alpha\theta_\infty + 1}{\alpha} = \theta_\infty + \frac{1}{\alpha} = \frac{\sqrt{1 + 4\,\alpha H} + 1}{2\alpha}. \tag{4.62}$$

Înlocuind (4.60) și (4.62) în ecuația (4.57) și ținînd seama că:

$$A = 1 + \frac{1}{\sqrt{1 + 4\,\alpha H}} = 1 + \frac{1}{1 + 2\,\alpha\theta_\infty};\ B = 1 - \frac{1}{\sqrt{1 + 4\,\alpha H}} =$$
$$= 1 - \frac{1}{1 + 2\,\alpha\theta_\infty}$$

se obține:

$$\left(1 + \frac{1}{1 + 2\,\alpha\theta_\infty}\right)\ln\left|\frac{\theta - \theta_\infty}{\theta_\infty}\right| +$$
$$+\left(1 - \frac{1}{1 + 2\,\alpha\theta_\infty}\right)\ln\left|\frac{1 + \alpha(\theta - \theta_\infty) + 2\,\alpha\theta_\infty}{1 + \alpha\theta_\infty}\right| = -\frac{2t}{T}$$

sau:

$$\frac{1}{2+k}\left[\ln\left|\frac{1+k}{x+k+2}\right| - (1+k)\ln|x|\right] = \beta, \tag{4.63}$$

în care s-au făcut următoarele notații:

$$k = \frac{1}{\alpha\theta_\infty}\ ;\ x = \frac{\Delta\theta}{\theta_\infty} = \frac{|\theta - \theta_\infty|}{\theta_\infty};\ \beta = \frac{t}{T}.$$

Funcția (4.63) permite trasarea unor curbe $\beta = f(x)$ în intervalul $(-1{,}0)$ pentru diferite valori ale parametrului $k = \frac{1}{\alpha\theta_\infty} = \varphi(H)$. În punctele limită ale domeniului de definiție, funcția are următoarele valori:

$$[\beta]_{x=-1} = \frac{1}{k+2}\left[\ln\left|\frac{1+k}{1+k}\right| - (1+k)\ln|-1|\right] = 0$$

și

$$[\beta]_{x=0^-} = \infty.$$

Derivata funcției:

$$\frac{d\beta}{dx} = -\frac{1}{k+2}\left[\frac{1}{x+k+2} + \frac{1+k}{x}\right] \tag{4.64}$$

se anulează pentru $x = -(1+k) \notin (-1{,}0)$.

Rezultă de asemenea că:

$$\left[\frac{d\beta}{dx}\right]_{x=0^-} = \infty\ ;\ \left[\frac{d\beta}{dx}\right]_{x=-1} = \frac{k}{1+k} > 0$$

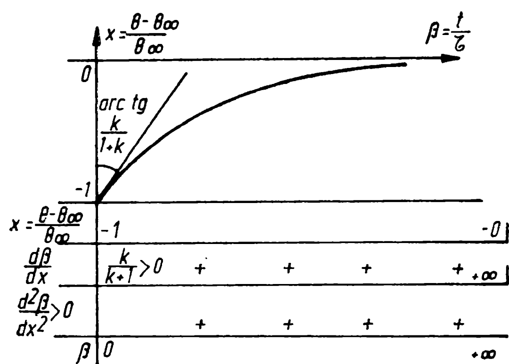
și

$$\frac{d^2\beta}{dx^2} = \frac{1}{k+2}\left[\frac{1}{(x+k+2)^2} + \frac{1+k}{x}\right] > 0 \tag{4.65}$$

În figura 4.10, *a* este dată alura generală a funcției (4.63), iar în figura 4.10, *b* sînt trasate curbele de variație ale aceleiași funcții pentru parametrul $k = \frac{1}{\alpha\theta_\infty}$, variabil în limitele de $(0{,}1 \div 2)$.

Rezultatele obținute permit să se tragă concluzia că în cazul conductoarelor alimentate cu tensiune aproximativ constantă, temperatura finală are totdeauna o valoare finită, iar creșterea rezistenței r cu temperatura este predominantă în stabilirea pierderilor de putere. Intensitatea curentului variază invers proporțional cu această rezistență, astfel încît se poate scrie că:

$$\frac{r_0 I_0^2}{r_0(1+\alpha\theta_\infty)I_\infty^2} = \frac{U^2}{r_0} : \frac{r_0(1+\alpha\theta_\infty)}{U^2} = 1 + \alpha\theta_\infty, \tag{4.66}$$



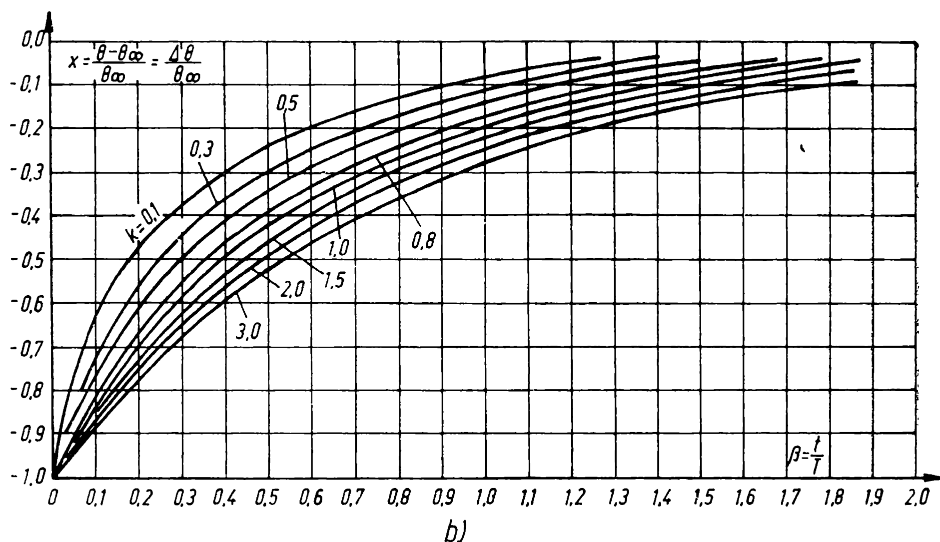


Fig. 4.10. Variația generală a temperaturii conductoarelor alimentate cu tensiuni aproximativ constante:

a — curba generală; *b* — curbe trasate pentru $0,1 \leqslant k \leqslant 3$.

din care rezultă că:

$$I_0 = I_\infty (1 + \alpha\theta_\infty) = I_\infty \frac{1 + \sqrt{1 + 4\,\alpha H}}{2}, \tag{4.67}$$

adică curentul absorbit inițial este mare în raport cu curentul de regim permanent. Dacă se presupune de exemplu că temperatura de regim staționar a filamentului unei surse de lumină cu incandescență este de 2350°C, rezultă că curentul inițial absorbit este de 11 ori mai mare decît cel de regim permanent. Curba pierderilor de putere va avea o viteză inițială de creștere de asemenea foarte mare.

Aplicația 4.1

Să se studieze încălzirea conductoarelor de cupru cu diametrul de 12 mm și de aluminiu cu diametrul de 20 mm ale căror constante electrotermice sînt: rezistivitatea în stare caldă, $\rho_{Cu} = 2{,}22.10^{-2}$, $\Omega\, mm^2/m$ și $\rho_{Al} = 3{,}7 \cdot 10^{-2}\ \Omega\, mm^2/m$; coeficientul de transmitere a căldurii $\tau = 15\ [W/°C.cm^2]$; căldura specifică volumică $c_{Cu} = 3{,}76\ [Ws/°C.cm^3]$ și $c_{Al} = 3{,}5\ [Ws/°C.cm^3]$; coeficienții de dilatație $\alpha_{Cu} = 1/235\ grd^{-1}$ și $\alpha_{Al} = 1/230\ grd^{-1}$. Densitățile de curent considerate în conductoare sînt: 1,2; 2 și 10 A/mm² pentru aluminiu și 2; 3; 15 A/mm² pentru cupru. Primele valori reprezintă densități economice de curent.

Rezolvare

A. *Alimentarea cu curent practic constant*

Se calculează intensitatea de încălzire, viteza inițială de creștere a temperaturii, constanta de timp și constanta de timp exponențială, cu ajutorul relațiilor (4.20), (4.21), (4.22), (4.46). Rezultatele obținute sînt cuprinse în tabela 4.6.

Tabela 4.6

Mărimea calculată	Relația de definiție	Unitatea de măsură	Valoarea mărimii pentru densitatea de curent					
			conductoare din cupru			conductoare din aluminiu		
			2	3	15	1,2	2	10
Intensitatea de încălzire H	$10^4 \cdot \frac{a}{2}[cm] \cdot \frac{\rho_0\left[\frac{\Omega mm^2}{m}\right]}{\tau\left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right]} \cdot \delta^2\left[\frac{A^2}{mm^4}\right]$	[°C]	18	40	1 005	18	50	1 250
Viteza inițială de creștere a temperaturii v_0	$\frac{-\rho_0\left[\frac{\Omega mm^2}{m}\right]}{c\left[\frac{Ws}{°C \cdot cm^3}\right]} \cdot \delta^2\left[\frac{A^2}{mm^4}\right]$	$\left[\frac{°C}{s}\right]$	$2{,}36 \cdot 10^{-2}$	$5{,}32 \cdot 10^{-2}$	1,33	$1{,}52 \cdot 10^{-2}$	$4{,}23 \cdot 10^{-2}$	1,06
Constanta de timp a încălzirii, T	$\frac{c\left[\frac{Ws}{°C \cdot cm^3}\right]}{\tau\left[\frac{W}{°C \cdot cm^2}\right]} \cdot \frac{a}{2}[cm]$	[s]	750	750	750	1 170	1 170	1 170
Constanta de timp exponențială, T_e	$\frac{T}{1-\alpha H}$	[s]	810	905	−229	1 270	1 490	−264

Primele două situaţii ale conductoarelor corespund cazului în care intensitatea procesului electrotermic H este mai mică decît $\frac{1}{\alpha}$.

Temperatura de regim permanent şi cea atinsă după 60 de minute sînt calculate cu ajutorul ecuaţiei (4.46) şi redate în tabela 4.7. Ele reprezintă supratemperaturi în raport cu temperatura iniţială propusă. Se constată că, admiţînd temperatura iniţială de 15°C, numai în cazul conductoarelor de aluminiu la o densitate $\delta = 2A/mm^2$ se depăşeşte temperatura admisibilă pentru linii aeriene.

În cazul densităţilor mari de curent de 15[A/mm²] şi 10[A/mm²], regimul termic al conductoarelor este instabil, deoarece $H > \frac{1}{\alpha}$. Supratemperatura atinsă de conductoarele de cupru după un minut este de 92°C, iar cea a conductoarelor de aluminiu de 72°C. După două minute, aceste supratemperaturi

Tabela 4.7

Mărimea calculată	Relaţia de definiţie	Valoarea mărimii calculate pentru densităţile de curent			
		conductoare din cupru		conductoare din aluminiu	
		2	3	1,2	2
Temperatura de regim permanent	$\frac{H}{1 - \alpha H}$	19	48	19,5	64
Temperatura atinsă după 60 de minute	$\theta_\infty\left(1 - e^{-t/T_e}\right)$	16,8	39	18,3	58

au valorile de 210°C şi respectiv, 626°C, adică se apropie rapid de temperaturile de topire. Pentru ca temperatura de 70°C să nu fie depăşită, ar trebui ca, în cazul conductoarelor de cupru, durata suprasarcinii să nu depăşească 30 s, iar în cazul conductoarelor de aluminiu, să nu depăşească 60 s.

B. *Alimentarea cu pierderi aproximativ constante*

În acest caz, temperatura creşte treptat, cu constanta de timp T, care este independentă de densitatea de curent.

Pentru cele două situaţii analizate, rezultatele calculate sînt sintetizate în tabela 4.8, în care este indicat şi curentul absorbit iniţial, calculat cu relaţia (4.47).

În cazul unor densităţi de curent foarte mari este evident că, deşi regimul termic se poate stabiliza, temperatura θ_∞ atinge, în cazul cuprului, temperatura de topire, iar în cazul aluminiului, o depăşeşte. Pentru ca temperatura conductoarelor să nu depăşescă 300°C, în ambele situaţii, este necesar ca timpul de supraîncărcare să nu depăşească 4 minute. În acest caz temperatura conductoarelor din cupru este de 276°C şi a celor din aluminiu de 232°C. Temperaturile ridicate se explică fizic cu ajutorul curbei pierderilor de putere, care prezintă pante mari.

Tabela 4.8

Mărimea de calculat	Relația de definiție	Valoarea mărimii calculate pentru densitățile de curent			
		conductoare de cupru		conductoare de aluminiu	
		2	3	1,2	2
Temperatura de regim permanent	$v_0 T = H$	18	40	18	50
Temperatura atinsă după 60 minute	$\theta_\infty \left(1 - e^{-t/T}\right)$	18	40	18	50
Densitatea de curent de regim permanent	$\frac{\delta_0}{\sqrt{1 + \alpha H}}$	1,92	2,76	1,15	1,81

C. *Alimentarea conductorului sub tensiune aproximativ constantă*

În acest caz, temperatura de regim permanent se poate calcula fie cu relația (4.60) pentru intensități termice mici, fie cu relația (4.61) pentru intensități termice mari. Densitățile de curent corespunzătoare se calculează cu relația (4.67).

În tabela 4.9 se indică datele calculate pentru situațiile de mai sus, din care se constată că temperaturile de regim permanent scad mult în raport cu primele două ipoteze de alimentare, mai ales în cazul unor intensități termice mari. Din punct de vedere fizic, acest lucru se explică cu ajutorul curbei de variație a pierderilor de putere, care în acest domeniu are un caracter pronunțat descrescător.

Tabela 4.9

Mărimea de calculat	Relația de definiție	Valoarea mărimii calculate pentru constanta de curent					
		conductoare de cupru			conductoare de aluminiu		
		2	3	15	1,2	2	10
Temperatura de regim permanent	$\theta_\infty = \frac{-1+\sqrt{1+4\alpha H}}{2\alpha}$ sau $\theta_\infty \approx \sqrt{\frac{H}{\alpha}}$	16,5	35	$\frac{382}{434}$	17	41,5	$\frac{486}{544}$
Densitatea de curent de regim permanent	$\delta_\infty = \frac{2\delta_0}{1+\sqrt{1+4\alpha H}}$	1,87	2,61	5,72	1,11	1,69	3,47

Temperaturile de regim s-au calculat atît cu relația exactă, cît și cu cea aproximativă și s-au înscris în tabela 4.9 sub formă de raport. Diferența rezultatelor este de circa 10%.

Spre deosebire de cazurile studiate la punctele A și B, temperaturile de regim obținute pentru densitățile mari de curent considerate au valori sub 500°C, iar densitățile de curent scad aproximativ la 40% din cea a curentului inițial.

Studierea regimului termic tranzitoriu al conductoarelor se poate face cu ajutorul curbelor $\beta = \varphi(x)$ trasate în figura 4.10.

Tabela 4.10

Regimul de alimentare	Temperatura stabilizată a conductoarelor				Raportul densităților de curent			
	cupru		aluminiu		cupru		aluminiu	
	100	150	100	150	100	150	100	150
Zona *I* a curbei de variație a pierderilor de putere	174	417	177	427	1	1	1	1
Zona a *II*-a a curbei de variație a pierderilor de putere	100	150	100	150	1,19	1,28	1,2	1,285
Zona a *III*-a a curbei de variație a pierderilor de putere	76	103	75	103	1,325	1,44	1,38	1,45

Pentru compararea celor trei stări se indică în tabela 4.10 creșterea stabilizată a temperaturii conductoarelor, față de temperatura mediului ambiant și raportul densităților de curent, în cazuri concrete și anume, pentru intensități termice ale procesului de 100 și 150°C, situate în domeniul în care $H < \frac{1}{\alpha}$, în ambele situații studiate (cupru și aluminiu).

Se constată deci că unul și același conductor, alimentat în condiții corespunzătoare celor trei domenii ale curbei variației pierderilor de putere, cu una și aceeași densitate inițială de curent, are temperaturi și densități de curent finale mult diferite.

Capitolul 5

CALCULUL ELECTRIC AL REȚELELOR ÎN REGIM PERMANENT DE FUNCȚIONARE

Calculul electric al rețelelor în regim permanent de funcționare are ca scop determinarea circulației curenților sau puterilor în fiecare ramură componentă a acestora, a variațiilor de tensiune în nodurile de racordare a consumatorilor și a pierderilor de putere și de energie. Pe baza acestor determinări se poate aprecia dacă:

— instalațiile componente ale rețelelor electrice sînt încărcate astfel încît să se realizeze un regim economic de funcționare cu pierderi minime de putere și de energie și cu consum minim de combustibil;

— alimentarea consumatorilor se face, în funcție de importanța lor, cu gradul de siguranță și rezerva în alimentare necesare. În aceste condiții, consumatorii pot prelua din rețea puterea și energia necesară, la frecvență și tensiune cu variații în limite admisibile;

— echipamentul electric funcționează în banda favorabilă a tensiunilor, în care se realizează cele mai bune condiții din punct de vedere al solicitărilor electrice și mecanice. De exemplu, pentru treptele de tensiune înaltă de 110, 220 și 400 kV, benzile favorabile sînt cuprinse în limitele de 110÷121, 220÷242 și 400÷420 kV.

În cele ce urmează se face calculul electric al rețelelor, urmărindu-se determinarea căderilor și pierderilor de tensiune, a circulației curenților sau puterilor și a pierderilor de putere și de energie. În același timp, pentru rețelele electrice de distribuție, se vor indica metodele uzuale de alegere a secțiunilor conductoarelor, pe baza criteriului de pierdere de tensiune, precum și metode de reducere a pierderilor de energie și de putere *. Calculele se vor efectua pe diverse configurații — linii alimentate la un capăt, linii alimentate la două capete și rețele buclate — folosindu-se *metode tehnice de calcul* și *metode analitice*, care necesită un volum mai mare de lucru.

5.1. DETERMINAREA CĂDERILOR ȘI PIERDERILOR DE TENSIUNE ÎN REȚELELE ELECTRICE ALIMENTATE LA UN CAPĂT

Funcționarea consumatorilor la caracteristicile constructive prescrise și realizarea unui nivel minim al pierderilor de energie impun anumite valori maxime ale pierderilor de tensiune, care reprezintă abateri admisibile ale tensiunilor

* Pierderile de energie electrică și măsurile de reducere a acestora sînt tratate separat în capitolul 6.

de la valoarea lor nominală. Aceste abateri se stabilesc prin normative şi nu trebuie depăşite în exploatare, deoarece în acest caz funcţionarea consumatorilor se înrăutăţeşte; ele sînt funcţie de *tensiunea nominală a reţelei*, de *tipul constructiv* al acesteia şi de *importanţa consumatorilor*.

Astfel, pentru reţelele electrice de distribuţie de curent alternativ cu tensiunile nominale de 380/220, 660 şi 1 000 V, pierderile procentuale admisibile de tensiune sînt indicate în tabela 5.1, iar pentru tensiunile de transport

Tabela 5.1

Abateri admisibile ale tensiunilor de distribuţie de curent alternativ

Tensiunea nominală a reţelei [V]	Tipul reţelei sau al consumatorului alimentat		Limitele admisibile ale abaterilor procentuale (din tensiunea nominală)
380/220	aeriană	care alimentează aglomerări cu mai puţin de 1 000 locuitori	±10
		care alimentează aglomerări cu mai mult de 1 000 de locuitori	± 7
660	aeriană şi subterană		± 5
1 000	alimentează consumatori industriali		±10
	distribuţie publică		Nu se normează

Tabela 5.2

Abateri admisibile ale tensiunilor reţelelor cu
$U_n = 110 \div 400$ kV

Tensiunea nominală U_n [kV]	Limitele admisibile ale abaterilor procentuale
110	±10
220	±10
400	±5;−10

de 110, 220 şi 400 kV, în tabela 5.2. În cazul reţelelor cu alte tensiuni nominale decît cele standardizate, însă mai mari decît 1 kV, limitele admisibile ale pierderilor de tensiune procentuale admisibile nu se normează decît atunci cînd la ele sînt racordaţi consumatorii de energie în mod direct, nemijlocit. În aceste condiţii, limitele admisibile procentuale se fixează la ± 5% din tensiunea nominală.

5.1.1. REPREZENTAREA LINIILOR ȘI CONSUMATORILOR ÎN SCHEMELE ECHIVALENTE DE CALCUL

Liniile electrice se vor reprezenta în cadrul schemelor echivalente de calcul, fie prin impedanțe, pentru tensiuni pînă la valori maxime de 110 kV, fie prin impedanțe și admitanțe în cazul tensiunilor înalte și foarte înalte ($U_n \geqslant 110$ kV).

Consumatorii se echivalează prin *curenți de sarcină*, *puteri de sarcină*, sau *impedanțe*. În calcule mai exacte, necesare mai ales pentru studierea stabilității statice, consumatorii se pot reprezenta și prin *caracteristicile lor de sarcină*.

Reprezentarea consumatorilor prin curenți de sarcină consideră că aceștia absorb de la rețea *curenți activi* și *reactivi cu valori constante*, adică:

$$I_a = k_1 \text{ și } I_r = k_2.$$

În acest caz, puterile consumatorilor absorbite din rețea sînt proporționale cu tensiunea de alimentare:

$$P_c = k_1 U \text{ și } Q_c = k_2 U.$$

Al doilea mod de reprezentare, consideră că consumatorii absorb de la rețea *puteri active* și *reactive constante* și *independente de tensiunea de alimentare* și *de curenți*. În consecință, în acest caz se poate scrie că:

$$P_c = k_1'; Q_c = k_2' \text{ și } I_a = \frac{k_1'}{U}\ ;\ I_r = \frac{k_2'}{U}.$$

Al treilea mod de reprezentare, cunoscut de la cursul de electrotehnică, reprezintă consumatorii prin *impedanțe constante*, adică printr-un ansamblu de rezistențe, bobine de inductanță și capacități, cu valori constante în timp și independente de tensiunea de la borne și de curenții care le străbat. Puterea și curenții absorbiți de consumatori sînt de forma:

$$I_a = k_1''U;\ I_r = k_2''U \text{ și } P_c = k_1''U^2 \text{ și } Q_c = k_2''U^2.$$

Cînd consumatorii se reprezintă prin *caracteristicile lor de sarcină*, atunci puterile active și reactive absorbite de la rețea variază cu tensiunea. Aceste caracteristici se ridică experimental, pe categorii de consumatori și pe trepte de tensiuni.

În cele ce urmează consumatorii se vor reprezenta fie prin curenți de sarcină, fie prin puteri de sarcină, specificîndu-se în fiecare caz ipotezele de calcul.

5.1.2. LINIE ELECTRICĂ REPREZENTATĂ PRINTR-O IMPEDANȚĂ

Liniile electrice alimentate la un capăt și reprezentate printr-o impedanță, constituie cele mai simple rețele cu configurație radială, în care distribuția curenților sau a puterilor rezultă fără dificultate, prin aplicarea primei teoreme a lui Kirchhoff, plecînd de la ultimii consumatori către sursa de alimentare. Dacă se întocmesc schemele echivalente, căderile de tensiune se

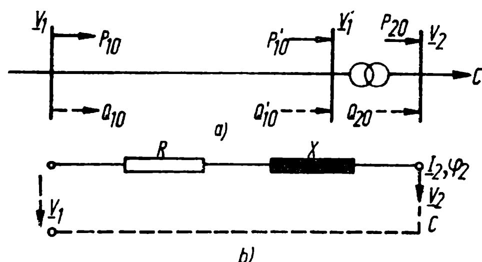


Fig. 5.1. Rețea electrică radială:
a — schema inițială; *b* — schema echivalentă.

pot determina cu ajutorul diagramelor fazoriale, care exprimă legătura dintre valorile tensiunilor, curenților și argumentele acestora.

Fie de exemplu, rețeaua electrică monofazată din figura 5.1, echivalată prin impedanța $\underline{Z} = R + \mathrm{j}X$, care alimentează consumatorul C, reprezentat prin curentul absorbit și factorul său de putere. Deoarece s-a neglijat admitanța, intensitatea curentului absorbit în fiecare punct al instalației este aceeași, în timp ce puterile active și reactive sînt diferite.

Dacă tensiunea pe fază, $\underline{V}_1$, la capătul de alimentare al rețelei este menținută constantă, printr-o intervenție convenabilă a unui mijloc oarecare de reglaj, conectat în locul respectiv și tensiunea pe fază, $\underline{V}_2$, la consumator este luată ca origine de fază, atunci legătura între aceste două mărimi este stabilită cu ajutorul fazorului $\underline{AB}$ și a componentelor sale $\overline{AD}$ și $\overline{BD}$, din figura 5.2. În această diagramă curentul corespunzător consumatorului C este considerat inductiv.

Fazorul $\underline{AB}$, reprezintă *diferența geometrică* sau *fazorială* dintre tensiunea de la începutul liniei și cea de la finele acesteia, adică:

$$\underline{AB} = \underline{V}_1 - \underline{V}_2 = \Delta\underline{V} = \underline{Z}\underline{I}_2 \tag{5.1}$$

și din această cauză se numește *cădere de tensiune geometrică* sau simplificat, *cădere de tensiune.* Proiecțiile ei pe cele două axe corespund segmentelor $\overline{AD} = \Delta V$ și $\overline{BD} = \delta V$ și reprezintă *componentele longitudinală* și *transversală* ale căderii de tensiune, ale căror valori rezultă prin proiecția pe cele două axe, reală și imaginară, a fazorilor $\underline{AC}$ și $\underline{CB}$:

$$\Delta V = RI_2 \cos\varphi_2 + XI_2 \sin\varphi_2 = RI_{2a} + XI_{2r}; \tag{5.2}$$

$$\delta V = -RI_2 \sin\varphi_2 + XI_2 \cos\varphi_2 = -RI_{2r} + XI_{2a},$$

unde: φ_2 reprezintă defazajul curentului $\underline{I}_2$ în raport cu originea de fază, $\underline{V}_2$;

I_{2a} și I_{2r} — componentele activă și reactivă ale curentului $\underline{I}_2$.

Fie arcul de cerc trasat cu o rază egală tensiunii de alimentare V_1, care intersectează axa orizontală în punctul E. *Diferența algebrică* între tensiunea de alimentare și cea de la consumator, reprezentată prin segmentul:

$$\overline{AE} = V_1 - V_2 = \mathbf{D}V \tag{5.3}$$

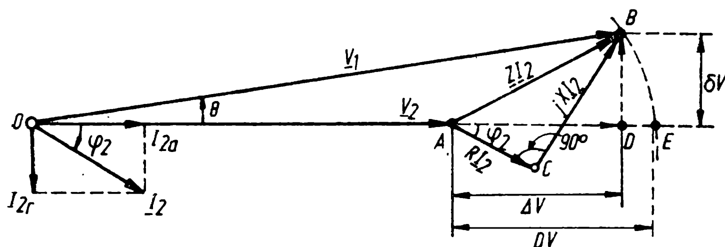


Fig. 5.2. Stabilirea căderii de tensiune pe o linie care o alimentează o singură sarcină.

se numeşte *cădere de tensiune algebrică* sau *pierdere de tensiune*. Deoarece ea este definită de diferenţa valorilor efective ale celor două tensiuni, valoarea ei este măsurabilă cu ajutorul unui voltmetru.

Unghiul θ, care reprezintă defazajul dintre cele două tensiuni $\underline{V}_1$ şi $\underline{V}_2$, se numeşte *unghi de stabilitate* şi valoarea lui influenţează funcţionarea în paralel a reţelelor. Cînd acesta are valori mici, componenta transversală a căderii de tensiune se poate neglija, iar componenta longitudinală se identifică cu pierderea de tensiune ($\mathbf{D}V \approx \Delta V$).

Dacă unghiul θ are valori mai mari, eroarea introdusă prin identificarea celor două mărimi este de 3÷5%. În acest caz, pierderea de tensiune se poate determina direct, scriind că:

$$\mathbf{D}V = V_1 - V_2 = \sqrt{(V_2 + \Delta V)^2 + (\delta V)^2} - V_2 \approx \Delta V + \frac{1}{2}\frac{(\delta V)^2}{V_2 + \Delta V}, \tag{5.4}$$

în care s-au considerat numai primii doi termeni din dezvoltarea în serie a expresiei de sub semnul radical.

Ţinînd seama de expresiile (5.2) şi de faptul că $V_2 \gg \Delta V$, expresia (5.4) se poate pune sub forma:

$$\mathbf{D}V \approx RI_2 \cos\varphi_2 + XI_2 \sin\varphi_2 + \frac{(XI_2 \cos\varphi_2 - RI_2 \sin\varphi_2)^2}{2V_2}, \tag{5.5}$$

în care tensiunea de la consumator este necunoscută. De aceea, se introduce tensiunea pe fază corespunzătoare tensiunii nominale a liniei, pierderea de tensiune fiind definită de relaţia:

$$\mathbf{D}V \approx RI_2 \cos\varphi_2 + XI_2 \sin\varphi_2 + \frac{(XI_2 \cos\varphi_2 - RI_2 \sin\varphi_2)^2}{2V_n}. \tag{5.6}$$

În reţelele electrice, consumatorii de energie sînt reprezentaţi, în general, prin puterile lor active şi reactive. În cazul figurii 5.1, dacă se notează cu P_{20} şi Q_{20} puterile monofazate, activă şi reactivă, absorbite de consumator * expresiile (5.2) şi (5.6) se pun sub forma:

$$\begin{aligned} \Delta V &= \frac{RP_{20} + XQ_{20}}{V_n}; \quad \delta V = \frac{XP_{20} - RQ_{20}}{V_n}; \\ \mathbf{D}V &= \frac{RP_{20} + XQ_{20}}{V_n} + \frac{(XP_{20} - RQ_{20})^2}{2V_n^3}. \end{aligned} \tag{5.7}$$

Dacă se consideră puterile trifazate, activă P_2 şi reactivă Q_2 şi tensiunea nominală a liniei, corespunzătoare tensiunii între faze, se obţine:

$$\begin{aligned} \Delta U &= \frac{P_2R + Q_2X}{U_n}; \quad \delta U = \frac{P_2X - Q_2R}{U_n}; \\ \mathbf{D}U &= \frac{P_2R + Q_2X}{U_n} + \frac{(P_2X - Q_2R)^2}{2U_n^3}. \end{aligned} \tag{5.8}$$

---

* În acest caz, se neglijează pierderile de putere în linie.

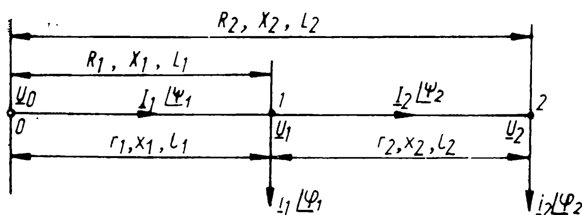


Fig. 5.3. Schema electrică monofazată a unei linii care alimentează mai multe sarcini.

Cînd linia alimentează mai multe sarcini și tronsoanele liniilor electrice au aceeași secțiune de conductor, expresiile căderilor de tensiune se pot deduce în același mod. De exemplu, pentru cazul prevăzut în figura 5.3 cu doi consumatori, diagrama fazorială exactă corespunde figurii 5.4, *a*, unde defazajele curenților se consideră față de fazorii de tensiune care corespund sarcinilor. Expresiile analitice ale căderilor de tensiune deduse din această diagramă sînt complicate, greu de aplicat și nu sînt necesare pentru scopuri practice. De aceea, se va utiliza diagrama fazorială aproximativă dată în figura 5.4, *b*, în care unghiurile de defazaj ale curenților se măsoară în raport cu fazorul de tensiune de la capătul liniei (în cazul fig. 5.4, fazorul $\underline{U}_2$). Folosind proiecțiile pe cele două axe, reală și imaginară, din diagrama corespunzătoare figurii 5.4, *b* se obțin următoarele expresii ale căderilor de tensiune:

$$\Delta U = \sqrt{3}[(R_1 \cos \varphi_1 + X_1 \sin \varphi_1)\, i_1 + (R_2 \cos \varphi_2 + X_2 \sin \varphi_2) i_2] ;$$

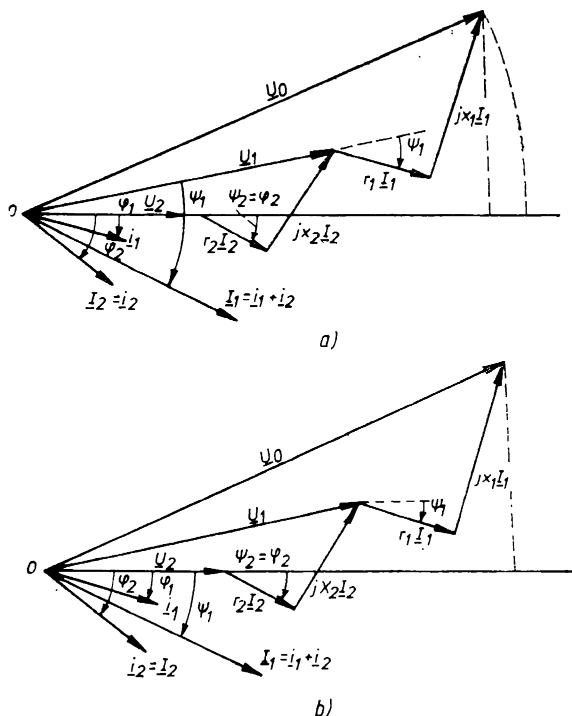


Fig. 5.4. Diagramele fazoriale ale căderilor de tensiune în cazul unei linii cu două sarcini:
a — construcția exactă; *b* — construcția aproximativă.

$$\delta U = \sqrt{3}\,[(X_1 \cos\varphi_1 - R_1 \sin\varphi_1)\, i_1 + (X_2 \cos\varphi_2 - R_2 \sin\varphi_2)\, i_2];$$

$$\mathbf{D}U = \sqrt{3}\left\{(R_1 \cos\varphi_1 + X_1 \sin\varphi_1)\, i_1 + (R_2 \cos\varphi_2 + X_2 \sin\varphi_2) i_2 + \right. \quad (5.9)$$

$$\left. + \frac{[(X_1 \cos\varphi_1 - R_1 \sin\varphi_1)\, i_1 + (X_2 \cos\varphi_2 - R_2 \sin\varphi_2) i_2]^2}{2\,U_n}\right\}.$$

În aceste expresii mărimile R_1, R_2 și X_1, X_2 corespund rezistențelor și reactanțelor măsurate de la capătul de alimentare al liniei (punctul de origine) pînă la punctele de conectare a sarcinilor, iar i_1 și i_2 reprezintă curenții de sarcină. Dacă se ține seama de curenții de linie, I_1, I_2 și de rezistențele și reactanțele corespunzătoare ale tronsoanelor liniei r_1, r_2, x_1, x_2, expresiile (5.9) devin:

$$\Delta U = \sqrt{3}\,[(r_1 \cos\psi_1 + x_1 \sin\psi_1)\, I_1 + (r_2 \cos\psi_2 + x_2 \sin\psi_2)\, I_2];$$

$$\delta U = \sqrt{3}\,[(x_1 \cos\psi_1 - r_1 \sin\psi_1)\, I_1 + (x_2 \cos\psi_2 - r_2 \sin\psi_2)\, I_2]; \quad (5.10)$$

$$\mathbf{D}U = \sqrt{3}\left\{(r_1 \cos\psi_1 + x_1 \sin\psi_1)\, I_1 + (r_2 \cos\psi_2 + x_2 \sin\psi_2)\, I_2 + \right.$$

$$\left. + \frac{[(x_1 \cos\psi_1 - r_1 \sin\psi_1)\, I_1 + (x_2 \cos\psi_2 - r_2 \sin\psi_2)\, I_2]^2}{2\,U_n}\right\}.$$

Relațiile (5.9) și (5.10) se pot generaliza pentru cazul cînd linia alimentează n sarcini și are aceeași secțiune:

$$\Delta U = \sqrt{3}\sum_1^n (R_k \cos\varphi_k + X_k \sin\varphi_k)\, i_k = \sqrt{3}\sum_1^n (r_k \cos\psi_k + x_k \sin\psi_k)\, I_k;$$

$$\delta U = \sqrt{3}\sum_1^n (X_k \cos\varphi_k - R_k \sin\varphi_k)\, i_k = \sqrt{3}\sum_1^n (x_k \cos\psi_k - r_k \sin\psi_k)\, I_k;$$

$$\mathbf{D}U = \sqrt{3}\left\{\sum_1^n (R_k \cos\varphi_k + X_k \sin\varphi_k)\, i_k + \frac{\left[\sum_1^n (X_k \cos\varphi_k - R_k \sin\varphi_k)\, i_k\right]^2}{2\,U_n}\right\} = \quad (5.11)$$

$$= \sqrt{3}\left\{\sum_1^n (r_k \cos\psi_k + x_k \sin\psi_k)\, I_k + \frac{\left[\sum_1^n (x_k \cos\psi_k - r_k \sin\psi_k)\, I_k\right]^2}{2\,U_n}\right\}.$$

Ținînd seama că consumatorii din rețelele electrice sînt exprimați prin puterile lor, activă și reactivă, componentele căderii de tensiune se pot exprima cu relațiile *:

$$\Delta U = \frac{\sum_1^n (P_k r_k + Q_k x_k)}{U_n} = \frac{\sum_1^n (p_k R_k + q_k X_k)}{U_n}; \quad (5.12)$$

---

* S-a considerat că puterile de linie sau de sarcină corespund tensiunii nominale a liniei de alimentare și s-au neglijat pierderile de putere activă și reactivă.

$$\delta U = \frac{\sum_1^n (P_k x_k - Q_k r_k)}{U_n} = \frac{\sum_1^n (p_k X_k - q_k R_k)}{U_n}; \qquad (5.12)$$

$$\mathbf{D}U = \sum_1^n \left(\frac{P_k r_k + Q_k x_k}{U_n} \right) + \frac{\left[\sum_1^n (P_k x_k - Q_k r_k)\right]^2}{2U_n^3} =$$

$$= \sum_1^n \left(\frac{p_k R_k + q_k X_k}{U_n} \right) + \frac{\left[\sum_1^n (p_k X_k - q_k R_k)\right]^2}{2\, U_n^3}.$$

Dacă rețeaua este construită cu conductoare cu aceeași secțiune, din același material și dacă prin construcție se asigură o simetrie perfectă între conductoare, precum și între acestea și pămînt, atunci ea se numește *omogenă*. În acest caz, relațiile (5.11) și (5.12) se pot pune sub forma:

$$\Delta U = \sqrt{3}\left[r_0 \sum_1^n L_k i_k \cos \varphi_0 + x_0 \sum_1^n L_k\, i_k \sin \varphi_k\right] =$$

$$= \sqrt{3}\left[r_0 \sum_1^n l_k I_k \cos \psi_k + x_0 \sum_1^n l_k I_k \sin \psi_k\right];$$

$$\delta U = \sqrt{3}\left[x_0 \sum_1^n L_k i_k \cos \varphi_k - r_0 \sum_1^n L_k i_k \sin \varphi_k\right] =$$

$$= \sqrt{3}\left[x_0 \sum_1^n l_k I_k \cos \psi_k - r_0 \sum_1^n l_k I_k \sin \psi_k\right]; \qquad (5.13)$$

$$\mathbf{D}U = \sqrt{3}\left[r_0 \sum_1^n L_k i_k \cos \varphi_k + x_0 \sum_1^n L_k i_k \sin \varphi_k\right] +$$

$$+ \frac{\sqrt{3}\left[x_0 \sum_1^n L_k i_k \cos \varphi_k - r_0 \sum_1^n L_k i_k \sin \varphi_k\right]^2}{2\, U_n} =$$

$$= \sqrt{3}\left[r_0 \sum_1^n l_k I_k \cos \psi_k + x_0 \sum_1^n l_k I_k \sin \psi_k\right] +$$

$$+ \frac{\sqrt{3}\left[x_0 \sum_1^n l_k I_k \cos \psi_k - r_0 \sum_1^n l_k I_k \sin \psi_k\right]^2}{2\, U_n}$$

sau dacă sarcinile sînt exprimate prin puteri:

$$\Delta U = \frac{r_0 \sum_1^n P_k l_k + x_0 \sum_1^n Q_k l_k}{U_n} = \frac{r_0 \sum_1^n p_k L_k + x_0 \sum_1^n q_k L_k}{U_n};$$

$$\delta U = \frac{x_0 \sum_1^n P_k l_k - r_0 \sum_1^n Q_k l_k}{U_n} = \frac{x_0 \sum_1^n p_k L_k - r_0 \sum_1^n q_k L_k}{U_n}; \quad (5.14)$$

$$DU = \frac{r_0 \sum_1^n P_k l_k + x_0 \sum_1^n Q_k l_k}{U_n} + \frac{\left[x_0 \sum_1^n P_k l_k - r_0 \sum_1^n Q_k l_k\right]^2}{2\, U_n^3} =$$

$$= \frac{r_0 \sum_1^n p_k L_k + x_0 \sum_1^n q_k L_k}{U_n} + \frac{\left[x_0 \sum_1^n p_k L_k - r_0 \sum_1^n q_k L_k\right]^2}{2\, U_n^3},$$

în care: p_k, q_k reprezintă puterile active și reactive corespunzătoare sarcinilor;
P_k, Q_k — puterile active și reactive pe tronsoanele liniei;
r_0, x_0 — rezistența și reactanța lineică, raportată la unitatea de lungime.

Relațiile (5.13) și (5.14) permit să se tragă următoarele concluzii:

a) circulația puterilor active și reactive pe liniile electrice este însoțită totdeauna de căderi de tensiune și de defazajul θ, între tensiunile corespunzătoare punctelor de injecție și de consum a puterilor în linie sau rețea. Ca urmare, puterile activă și reactivă, care circulă în linie și tensiunea acesteia, nu sînt independente unele de altele;

b) valoarea căderilor de tensiune depinde de termenii generali $i_k \cdot L_k$, $p_k \cdot L_k$, $q_k \cdot L_k$ sau $I_k \cdot l_k$, $P_k \cdot l_k$, $Q_k \cdot l_k$, care reprezintă momentele electrice ale curenților sau puterilor exprimate în raport cu capătul de alimentare (postul de transformare, stația sau centrala electrică) al liniilor, sau în raport cu fiecare nod de conectare a sarcinilor electrice;

c) deducerea relațiilor s-a făcut ținînd seama numai de parametrii longitudinali ai liniei (rezistența și reactanța inductivă), considerînd curenții constanți de-a lungul liniilor sau neglijînd pierderile de putere pe diferite tronsoane. Acest lucru este posibil în toate cazurile în care capacitatea și conductanța liniilor au o influență redusă în circulația puterilor sau curenților, ceea ce se poate admite totdeauna în liniile aeriene cu tensiuni nominale mai mici decît 110 kV.

Pentru liniile aeriene de joasă tensiune de 220÷380 V, sau pentru liniile subterane cu tensiuni pînă la 10 kV, relațiile căderilor de tensiune se pot încă simplifica, în sensul că acestea se consideră ca fiind determinate, în cea mai mare măsură, fie de circulația puterilor active și de rezistențe, fie de circulația puterilor reactive și de reactanțe.

Astfel se pot lua căderile de tensiune legate de puterile active și de rezistență în următoarele cazuri:

— pentru linii aeriene care alimentează sarcini cu $\cos\varphi \approx 1$ (cazul rețelelor de iluminat incandescent);

— pentru linii subterane pînă la 10 kV care alimentează sarcini cu $\cos\varphi \geqslant 0{,}95$ și cu secțiuni ale conductoarelor $s \leqslant 35\ \text{mm}^2$;

— pentru rețelele interioare montate în tuburi de protecție;

— pentru rețelele interioare executate cu conductoare neizolate, montate pe role, cu secțiuni de conductoare $s \leqslant 6\ \text{mm}^2$.

Pentru linii electrice aeriene cu tensiuni nominale mai mari, influența termenului legat de puterea reactivă și de reactanță, începe să fie comparabilă cu cea a termenului legat de puterea activă și de rezistență sau să fie preponderentă față de aceasta. De aceea, pentru astfel de linii, valoarea componentei longitudinale a căderii de tensiune, care se poate identifica cu pierderea de tensiune (căderea de tensiune algebrică), va fi determinată în principal de circulația puterilor reactive, în timp ce componenta transversală va depinde mai ales de circulația puterilor active. Condițiile transportului de putere către consumatori, nu vor fi influențate de circulația puterilor active, atîta timp cît unghiul de stabilitate θ are valori reduse.

5.1.3. DETERMINAREA CĂDERILOR DE TENSIUNE ÎN REȚELELE ARBORESCENTE DE JOASĂ TENSIUNE

Rețelele electrice de joasă tensiune alimentate la un capăt au formă arborescentă (ramificată), ca în figura 5.5, datorită amplasării geografice a consumatorilor. În acest caz, căderile de tensiune se determină însumînd căderile de tensiune din sectoarele situate pe calea parcursă de curenți, de la punctul de alimentare pînă la sarcina terminală a fiecărei ramuri care se ia în considerare.

Pentru rețeaua examinată, dată în figura 5.5 se va calcula mai întîi căderea de tensiune pe tronsonul principal OA, pînă la punctul de ramificație, care se adună căderilor de tensiune din fiecare ramură, adică:

$$\underline{\Delta V}_{01} = \underline{\Delta V}_{0A} + \underline{\Delta V}_{A1}; \quad \underline{\Delta V}_{02} = \underline{\Delta V}_{0A} + \underline{\Delta V}_{A2}; \quad \ldots \underline{\Delta V}_{0n} = \underline{\Delta V}_{0A} + \underline{\Delta V}_{An}, \tag{5.15}$$

unde valorile mărimilor $\underline{\Delta V}_{0A}$, $\underline{\Delta V}_{A1}, \ldots, \underline{\Delta V}_{An}$ se calculează cu relațiile determinate anterior. Secțiunile ramurilor pot fi aceleași sau diferite, iar echivalarea lor se face fie printr-o impedanță, fie numai printr-o rezistență sau printr-o reactanță inductivă.

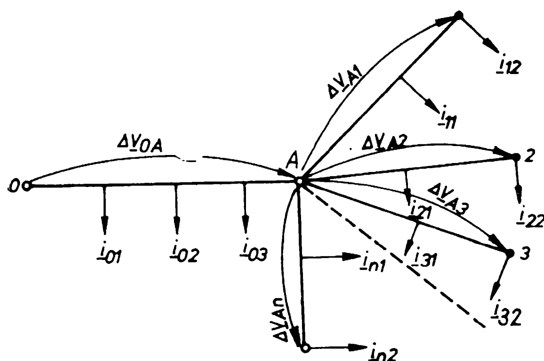


Fig. 5.5. Stabilirea căderilor de tensiune într-o rețea arborescentă.

5.1.4. DETERMINAREA CĂDERILOR DE TENSIUNE ÎN SITUAȚII PARTICULARE DE FUNCȚIONARE A LINIILOR ELECTRICE DE JOASĂ TENSIUNE

Căderile de tensiune determinate în paragrafele precedente s-au referit la linii trifazate de curent alternativ cu încărcări echilibrate pe faze, fapt care a permis să se studieze comportarea unei singure

faze, rezultatele obținute putînd fi generalizate. De asemenea, s-a considerat că sarcinile electrice sînt concentrate în anumite puncte din rețea, ceea ce a permis calculul căderilor de tensiune, folosind ecuația momentelor electrice în raport cu punctul de alimentare.

Există situații cînd încărcarea fazelor unei linii nu este egală pe cele trei faze sau cînd consumatorii pot fi considerați ca sarcini uniform repartizate.

De exemplu, instalațiile de iluminat sau consumatorii casnici determină uneori încărcări inegale a celor trei faze și pot fi considerați ca sarcini uniform repartizate. În aceste cazuri, liniile electrice sînt construite cu patru conductoare și anume, trei conductoare active și un conductor neutru.

5.1.4.1. *Linie trifazată cu sarcini dezechilibrate.* Căderea de tensiune geometrică pe fiecare fază se va obține însumînd fazorial căderea de tensiune în faza respectivă, cu căderea de tensiune în conductorul neutru:

$$\underline{\Delta V}_K = \underline{Z}\,\underline{I}_K + \underline{Z}_0\,\underline{I}_0, \tag{5.16}$$

în care: $\underline{I}_K$ este curentul în faza activă (A, B, C);

$\underline{I}_0$ — curentul în firul neutru;

$\underline{Z}$ și $\underline{Z}_0$ — impedanța fazei și impedanța firului neutru (a nu se confunda cu impedanța de secvență homopolară).

Diagrama fazorială corespunzătoare unei linii trifazate cu sarcină dezechilibrată este dată în figura 5.6, în care s-au reprezentat sistemul tensiunilor de alimentare pe faze $(\underline{V}_A, \underline{V}_B, \underline{V}_C)$, sistemul curenților de alimentare $(\underline{I}_A, \underline{I}_B, \underline{I}_C)$ și sistemul tensiunilor pe faze aplicate receptorului $(\underline{V}'_A\ \underline{V}'_B\ \underline{V}'_C)$. În conductorul neutru circulă curentul $\underline{I}_0$ corespunzător sumei geometrice a celor trei curenți din fazele active.

Căderile de tensiune pe cele patru conductoare notate pe figură au valorile:

$$\underline{\Delta V}_A = \underline{Z}_A\,\underline{I}_A;\ \underline{\Delta V}_B = \underline{Z}_B\underline{I}_B;\ \underline{\Delta V}_C = \underline{Z}_C\underline{I}_C;\ \underline{\Delta V}_0 = \underline{Z}_0\underline{I}_0. \tag{5.17}$$

Punctul neutru la consumatori își va schimba poziția din O în O' și va avea un potențial * care corespunde căderii de tensiune $\underline{\Delta V}_0$.

Căderile de tensiune în fazele active exprimate prin relația generală, micșorează tensiunile de alimentare ale receptoarelor. Valoarea lor se poate explicita folosind rela-

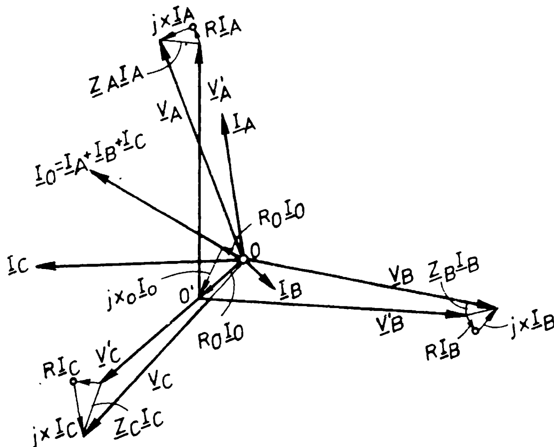


Fig. 5.6. Diagrama căderilor de tensiune la o linie trifazată cu sarcină dezechilibrată: V_A, V_B, V_C — sistemul tensiunilor de alimentare V'_A, V'_B, V'_C — sistemul tensiunilor aplicate consumatorului.

* Căderea de tensiune în conductorul neutru $\underline{Z}_0\,\underline{I}_0$, corespunzătoare segmentului $\overline{OO'}$ se numește *deplasarea neutrului.*

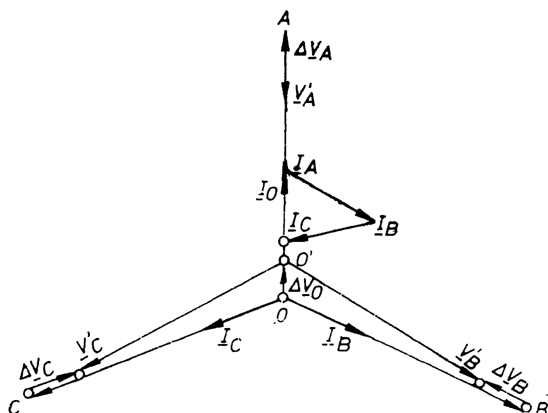


Fig. 5.7. Diagrama căderilor de tensiune la o linie trifazată cu sarcină dezechilibrată și cos $\varphi = 1$: V_A, V_B, V_C — sistemul tensiunilor de alimentare; V'_A, V'_B, V'_C — sistemul tensiunilor aplicate consumatorului.

țiile (5.13) sau relațiile (5.14), în cazul cînd sarcinile sînt exprimate prin puteri, în care trebuie să se țină seama și de căderea de tensiune în conductorul neutru.

Obișnuit, liniile trifazate dezechilibrate alimentează consumatori care au factori de putere apropiați de unitate. Dacă se consideră, de exemplu, $I_B = I_C \neq I_A$, atunci diagrama fazorială corespunde figurii 5.7, căderile de tensiune în cele trei faze sînt date de relația generală;

$$\Delta V_m = r_0 \sum_1^n L_k i_k \quad (m = A, B, C), \tag{5.18}$$

iar căderea de tensiune în conductorul neutru:

$$\Delta V_0 = r'_0 L_0 I_0, \tag{5.19}$$

unde r_0 și r'_0 reprezintă rezistențele specifice corespunzătoare conductoarelor active și conductorului neutru *.

Căderea de tensiune totală este

$$\Delta V_m = r_0 \sum_1^n L_k i_k + r'_0 L_0 I_0. \tag{5.20}$$

Dacă sarcinile sînt exprimate prin puteri, relația (5.20) devine:

$$\Delta V_m = r_0 \sum_1^n \frac{l_k P_k^0}{V_n} + r'_0 L_0 \frac{P_0}{V_n}, \tag{5.21}$$

în care: P_k^0 corespunde puterii active monofazate care circulă pe tronsoanele fazelor A, B, C;

P_0 — puterea activă care circulă prin conductorul neutru;

V_n — tensiunea pe fază corespunzătoare tensiunii nominale a liniei.

5.1.4.2. *Linie cu două conductoare active și conductor neutru.* Aceste linii reprezintă ramificații dintr-o linie trifazată cu patru conductoare care alimentează consumatori monofazați sau consumatori de iluminat. Căderea de tensiune rezultă din cazul anterior, în care curentul din faza a treia devine zero.

---

* Secțiunea conductorului neutru este egală cu 30÷50% din secțiunea conductoarelor active.

Diagrama fazorială a liniei bifazate cu sarcini active echilibrate este dată în figura 5.8.

Fiind încărcate numai fazele B și C cu curenți egali și în fază cu tensiunile ($\cos\varphi = 1$), rezultă căderile de tensiune $\underline{\Delta V}_C = R_C \underline{I}_C$ și $\underline{\Delta V}_B = R_B \underline{I}_B$, care se scad din tensiunile de alimentare.

Curentul care trece prin conductorul neutru corespunde sumei geometrice a curenților de pe fazele B și C și determină o cădere de tensiune $\underline{\Delta V}_0 = R_0 \underline{I}_0$, care reprezintă și tensiunea de deplasare a punctului neutru din O în O'. Deoarece unghiurile $\widehat{O'OV_C}$ și $\widehat{O'OV_B}$ sînt egale cu 60°, rezultă că valoarea efectivă a curentului în conductorul neutru este egală cu cea a curenților din celelalte două faze, adică $\underline{I}_0 = \underline{I}_B = \underline{I}_C$. Ținînd seama de acest lucru, căderea de tensiune totală pe faza C, egală cu cea de pe faza B, are valoarea:

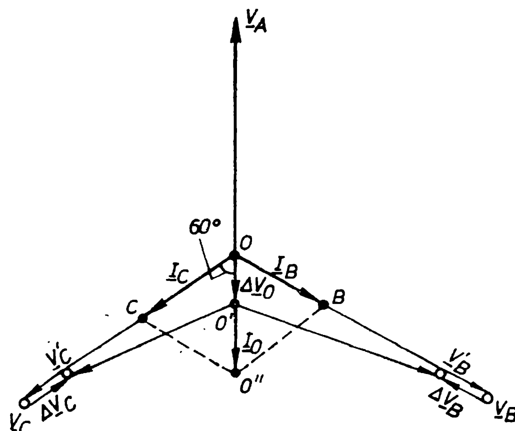


Fig. 5.8. Diagrama căderilor de tensiune a unei linii bifazate.

$$\Delta V = \Delta V_A + \Delta V_0 \cos 60° = r_0 \sum_1^n l_k I_k + \frac{r'_0 L_0 I_0}{2} \tag{5.22}$$

sau dacă sarcinile sînt exprimate prin puteri:

$$\Delta V = r_0 \sum_1^n \frac{l_k P_k^0}{V_n} + r'_0 \frac{L_0 P_0}{2\, V_n}. \tag{5.23}$$

Cînd conductorul neutru are aceeași secțiune ca și conductoarele active, căderea de tensiune crește cu 50%, în comparație cu cazul sarcinilor trifazate echilibrate, adică:

$$\Delta V = 1{,}5\; r_0 \sum_1^n l_k I_k. \tag{5.24}$$

5.1.4.3. *Linie monofazată cu conductor neutru.* Aceste ramificații constituie racorduri la rețeaua trifazată cu patru conductoare, pentru instalații interioare. În acest caz, conductorul activ și cel neutru au aceeași secțiune, deoarece curentul care le parcurge este același. Căderea de tensiune se calculează cu o relație analoagă unei linii de curent continuu, adică:

$$\Delta V = 2\, r_0 \sum_1^n l_k I_k = 2\, r_0 \frac{\sum_1^n l_k P_k}{V_n}, \tag{5.25}$$

iar căderea de tensiune totală de la sursa de alimentare a unei linii trifazate cu patru conductoare, pînă la consumatorul cel mai îndepărtat, alimentat printr-o ramificație bifazată sau monofazată, se determină prin însumare geometrică sau algebrică a căderilor de tensiune pe diferite porțiuni.

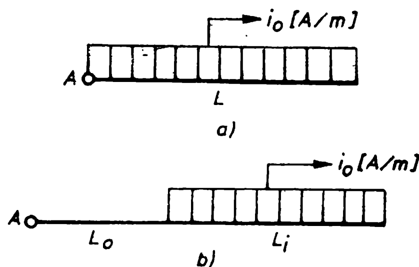


Fig. 5.9. Linie trifazată de curent alternativ cu sarcină uniform repartizată: *a* — pe toată lungimea; *b* — pe o parte din lungime.

5.1.4.4. *Linie electrică trifazată cu sarcină uniform repartizată.* De obicei, rețelele pentru iluminat public și cele care alimentează consumatori casnici, se pot considera uneori ca fiind echilibrate și cu sarcină uniform repartizată. Ele au aceeași secțiune pe toată lungimea lor și factor de putere egal aproximativ cu unitatea. În acest caz, conform notațiilor din figura 5.9, *a*, căderea de tensiune se poate scrie sub forma:

$$\Delta U = \sqrt{3}\, r_0 i_0 \int_0^L l\, \mathrm{d}l = \sqrt{3}\, r_0 I \frac{L}{2}, \tag{5.26}$$

în care: i_0 reprezintă sarcina uniform repartizată, în A/m;

r_0 — rezistența activă a unității de lungime a conductorului cu o secțiune dată, în Ω/m;

$I = i_0 L$ — curentul total din linie, în A.

Cînd factorul de putere este diferit de unitate se ia în considerație și reactanța rețelei, iar expresia căderii de tensiune geometrică este:

$$\begin{aligned} \underline{\Delta U} &= \Delta U + \mathrm{j}\, \delta U = \sqrt{3}\, \underline{Z}_0 (i_{0a} - \mathrm{j} i_{0r}) \int_0^L L\, \mathrm{d}L = \\ &= \sqrt{3}\left[\frac{RI_a + xI_r}{2} + \mathrm{j}\frac{XI_a - RI_r}{2}\right], \end{aligned} \tag{5.27}$$

în care: $\underline{Z}_0$ reprezintă impedanța unității de lungime a conductorului cu o secțiune dată, în Ω/km;

R, X — rezistența ($r_0 L$) și reactanța ($x_0 L$) corespunzătoare întregului tronson de linie;

I_a, I_r — curenții de linie, activ — $i_{0a} L$ și reactiv — $i_{0r} L$.

Relațiile (5.26) și (5.27) arată că, în cazul sarcinilor uniform repartizate, căderile de tensiune se calculează înlocuindu-le pe acestea cu sarcini concentrate, conectate în centrul de greutate al tronsonului respectiv.

Dacă sarcina uniform repartizată se află numai pe o porțiune din lungimea liniei, ca în cazul figurii 5.9, *b* atunci expresia generală a căderii de tensiune devine:

$$\underline{\Delta U}' = \sqrt{3}\,[(r_0 I_a' + x_0 I_r') + \mathrm{j}\,(x_0 I_a' - r_0 I_r')]\left(L_0 + \frac{L_i}{2}\right), \tag{5.28}$$

în care L_0 reprezintă lungimea tronsonului de linie fără sarcină.

De obicei, la astfel de linii sarcina uniform repartizată are $\cos\varphi \approx 1$ și ca urmare căderile de tensiune se exprimă numai prin termenul activ din componenta longitudinală, conform relației (5.26).

Cînd sarcina uniformă este exprimată prin puterile active, se obține:

$$\Delta U = \frac{P}{U_n} r_0 \frac{L}{2} \text{ și } \Delta U' = \frac{P'}{U_n} r_0 \left(L_0 + \frac{L_i}{2}\right), \tag{5.29}$$

în care sarcinile totale $P = p_0 L$ și $P' = p_0' L_i$ sînt situate în centrele de greutate ale tronsoanelor încărcate uniform cu sarcina p_0 sau p_0'.

5.1.5. DETERMINAREA CĂDERILOR DE TENSIUNE ÎN LINIILE ELECTRICE REPREZENTATE PRIN SCHEMELE ECHIVALENTE ALE CUADRIPOLILOR ÎN π SAU T

În cazul liniilor electrice de înaltă tensiune cu tensiuni nominale mai mari sau egale cu 110 kV, căderile de tensiune se pot determina utilizînd schemele echivalente ale cuadripolilor în π sau **T**.

Considerînd schema echivalentă π cu impedanța $\underline{Z}$ concentrată la mijlocul liniei și susceptanța capacitivă egal repartizată la cele două extremități (cuadripol în π simetric) ca în figura 5.10 (perditanța se neglijează), căderea de tensiune (pe fază) este dată de relația:

$$\underline{\Delta V} = \underline{V}_1 - \underline{V}_2 = \underline{Z} \underline{I}_l, \tag{5.30}$$

în care $\underline{I}_l$ reprezintă curentul de linie a cărei valoare rezultă din sumarea geometrică a curentului $\underline{I}_2$ și $\underline{I}_{02} = \underline{V}_2 \frac{\underline{Y}}{2}$.

Ținînd seama de cei doi curenți care produc căderea de tensiune se obține:

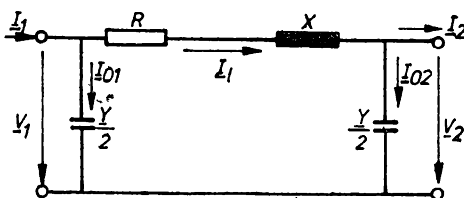
$$\underline{\Delta V} = \underline{Z}\,(\underline{I}_2 + \underline{I}_{02}) = \underline{Z}\left(\underline{I}_2 + \frac{\underline{Y}}{2}\underline{V}_2\right). \tag{5.31}$$

În cazul utilizării schemei echivalente **T**, dată în figura 5.11 cu susceptanța capacitivă $\underline{Y}$ concentrată la mijlocul liniei și impedanța $\underline{Z}$ repartizată egal pe cele două tronsoane (cuadripol în **T** simetric) căderea de tensiune este:

$$\underline{\Delta V} = \underline{V}_1 - \underline{V}_2 = \underline{\Delta V}_{02} + \underline{\Delta V}_{10}, \tag{5.32}$$

în care: $\underline{\Delta V}_{02}$ reprezintă căderea de tensiune pe fază pe tronsonul *0—2* al cuadripolului;

$\underline{\Delta V}_{10}$ — căderea de tensiune pe fază pe tronsonul *1—0* al cuadripolului.



a)

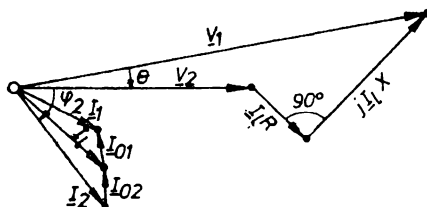


Fig. 5.10. Stabilirea căderilor de tensiune pentru o linie electrică lungă reprezentată prin schema echivalentă a unui cuadripol în π.

Aceste căderi de tensiune parțiale se determină cu aceeași schemă echivalentă și au valorile:

$$\underline{\Delta V}_{10}=\frac{\underline{Z}}{2}(\underline{I}_2+\underline{V}_0\underline{Y})=\frac{\underline{Z}}{2}\left[\underline{I}_2\left(1+\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{2}\right)+\underline{Y}\underline{V}_2\right];\ \underline{\Delta V}_{02}=\frac{\underline{Z}}{2}\underline{I}_2.$$

În acest caz relația (5.32) devine:

$$\underline{\Delta V}=\underline{Z}\left[1+\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{4}\right]\underline{I}_2+\underline{V}_2\frac{\underline{Z}\underline{Y}}{2}, \tag{5.33}$$

unde s-a ținut seama că tensiunea nodului *O*, în care se conectează admitanța $\underline{Y}$, este dată de relația:

$$\underline{V}_0=\underline{V}_2+\frac{\underline{Z}}{2}\underline{I}_2.$$

Diagrama fazorială a fost întocmită în mod asemănător calculului, adică ținînd seama de mărimile care afectează fiecare tronson.

Relațiile (5.31) și (5.33) se pot aplica aproximativ pentru linii de 110 kV cu lungimi pînă la 150 km și de 220 kV cu lungimi pînă la 250 km. Valoarea exactă a căderilor de tensiune se obține utilizînd coeficienții de corecție ai lui Kennelly pentru impedanță și admitanță, dați de relațiile (3.39) sau (3.40).

5.2. ALEGEREA SECȚIUNII CONDUCTOARELOR LINIILOR ELECTRICE RADIALE PE BAZA CRITERIULUI PIERDERII DE TENSIUNE ADMISIBILE

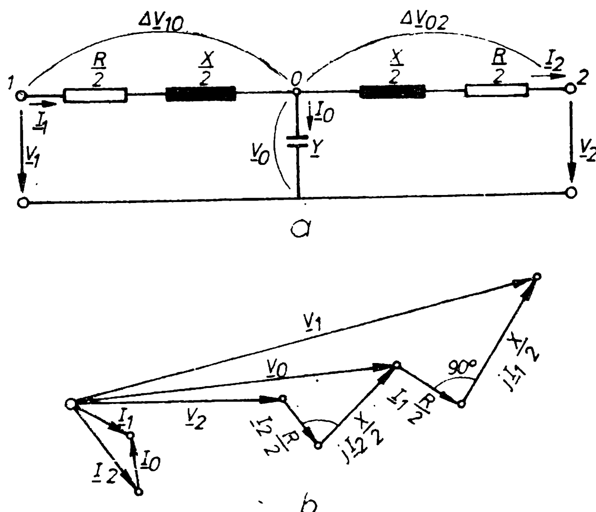


Fig. 5.11. Stabilirea căderilor de tensiune pentru o linie electrică lungă reprezentată prin schema echivalentă a unui cuadripol în *T*.

Relațiile căderilor de tensiune stabilite în paragraful precedent pentru liniile electrice de distribuție permit alegerea secțiunii conductoarelor luînd ca bază ecuația corespunzătoare condiției restrictive impusă pierderii de tensiune maxime admisibile pe linie. În acest caz, dacă ΔU_a reprezintă pierderea de tensiune maximă admisibilă pe linie, secțiunea conductoarelor se poate alege ținînd seama ca:

$$\Delta U \leqslant \Delta U_a, \tag{5.34}$$

în care ΔU este pierderea de tensiune reală pe linie.

Pentru această primă alegere a secțiunii conductoarelor se consideră că, pentru o anumită tensiune nominală, reactanța inductivă lineică a liniei este practic independentă de secțiunea conductorului, avînd o valoare cunoscută *. În afara acestei condiții simplificatoare, la alegerea secțiunii conductoarelor trebuie să se țină seama de una din următoarele *ipoteze suplimentare*:

— ipoteza secțiunii constante în toate tronsoanele liniei calculate (s = const.);

— ipoteza densității de curent constante în toate tronsoanele liniei calculate (δ = const.);

— ipoteza volumului minim de material conductor.

Cele trei ipoteze se pot utiliza pentru alegerea secțiunilor conductoarelor rețelelor cu tensiuni pînă la 35 kV. Pentru tensiuni mai înalte se utilizează metode tehnico-economice de alegere a secțiunilor, verificîndu-se ca pierderile de tensiune să nu depășească valorile maxime admisibile.

Observație. În cele ce urmează pentru alegerea secțiunii conductoarelor s-a acceptat noțiunea de *„pierdere de tensiune"* deoarece această mărime este măsurabilă și poate fi calculată prin identificarea aproximativă cu componenta longitudinală a căderii de tensiune. Prin aceasta însă nu se modifică conținutul teoretic dat mărimilor definite la paragraful 5.1.1.

5.2.1. IPOTEZA SECȚIUNII CONSTANTE

La alegerea secțiunii unei linii electrice, folosindu-se această ipoteză, trebuie să se aibă în vedere dacă linia considerată are sau nu ramificații.

5.2.1.1. *Linii electrice radiale fără ramificații.* În cazul unor linii electrice radiale, fără ramificații, care alimentează mai mulți consumatori de puteri relativ mici, în scopul simplificării construcției acestora, ele pot fi echipate cu un singur tip de conductor, avînd pe toate tronsoanele dintre consumatori aceeași secțiune, respectiv aceeași impedanță lineică Z_0, în Ω/km. În consecință, pentru cele n tronsoane ale liniei din figura 5.12 se pot scrie $(n-1)$ relații de forma:

$$s_1 = s_2 = \ldots = s_n = s. \qquad (5.35)$$

Presupunînd cunoscută reactanța lineică, condiția restrictivă (5.34) constituie a n-a relație, care, în cazul figurii 5.12 de exemplu, se poate scrie sub forma:

$$DU_{AB} \approx \Delta U_{AB} \leqslant \frac{\varepsilon}{100} U_n = $$

$$= \Delta U_a, \qquad (5.36)$$

în care s-a identificat pierderea de tensiune cu componenta longitudinală a căderii de tensiune și s-a considerat $\frac{\varepsilon}{100}$.

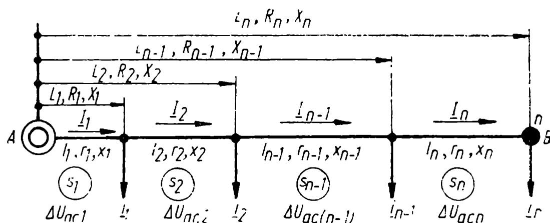


Fig. 5.12. Schemă electrică de calcul a unei linii radiale alimentată la un capăt.

* Pentru liniile electrice de joasă tensiune X_0 = (0,34÷0,36) Ω/km.

pierderea de tensiune procentuală admisibilă pînă la ultimul consumator al liniei, raportată la tensiunea nominală a acesteia.

Conform relației (5.11), condiția (5.36) se poate scrie și sub forma:

$$\Delta U_{AB} = \Delta U_{ac} + \Delta U_r \leqslant \Delta U_a, \tag{5.37}$$

în care: $\Delta U_{ac} = \Delta\sqrt{3}\sum_1^n R_k i_{ka} = \sqrt{3}\sum_1^n r_k I_{ka}$ reprezintă componenta activă a pierderii de tensiune;

$\Delta U_r = \sqrt{3}\sum_1^n X_k i_{kr} = \sqrt{3}\sum_1^n x_k I_{kr}$ — componenta reactivă a pierderii de tensiune.

Ținînd seama că pentru linii reactanța lineică nu variază practic cu secțiunea, mărimea ΔU_r se poate considera cunoscută, astfel încît condiția restrictivă (5.34) devine:

$$\Delta U_{ac} \leqslant \Delta U_a - \Delta U_r. \tag{5.38}$$

Secțiunea conductoarelor se va exprima în funcție de condiția (5.38) prin relația:

$$s = \sqrt{3}\rho\frac{\sum_1^n I_{ka} l_k}{\Delta U_{ac}} = \sqrt{3}\rho\frac{\sum_1^n i_{ka} L_k}{\Delta U_{ac}}, \tag{5.39}$$

în care s-a ținut seama că conductorul este format din același material pe toată lungimea liniei electrice.

Dacă se consideră relațiile (5.14) în care sarcinile sînt exprimate prin puteri, atunci secțiunea conductoarelor este:

$$s = \rho\frac{\sum_1^n P_k l_k}{U_n \Delta U_{ac}} = \rho\frac{\sum_1^n p_k L_k}{U_n \Delta U_{ac}}. \tag{5.40}$$

În cazul rețelelor electrice monofazate de curent alternativ, expresiile (5.39) și (5.40) devin:

$$s = 2\rho\sum_1^n \frac{I_{ka} l_k}{\Delta U_{ac}} = 2\rho\frac{\sum_1^n i_{ka} L_k}{\Delta U_{ac}} \tag{5.41}$$

sau:

$$s = 2\rho\sum_1^n \frac{P_k l_k}{U_n \Delta U_{ac}} = 2\rho\sum_1^n \frac{p_k L_k}{U_n \Delta U_{ac}}, \tag{5.42}$$

care sînt valabile și în curent continuu, cu observația că la numitor se înlocuiește ΔU_{ac} prin ΔU_a.

5.2.1.2. *Linii electrice cu ramificații.* Dacă liniile electrice alimentate la un capăt au ramificații, alegerea secțiunilor se poate face numai după ce s-au determinat componentele active ale pierderilor de tensiune în fiecare latură.

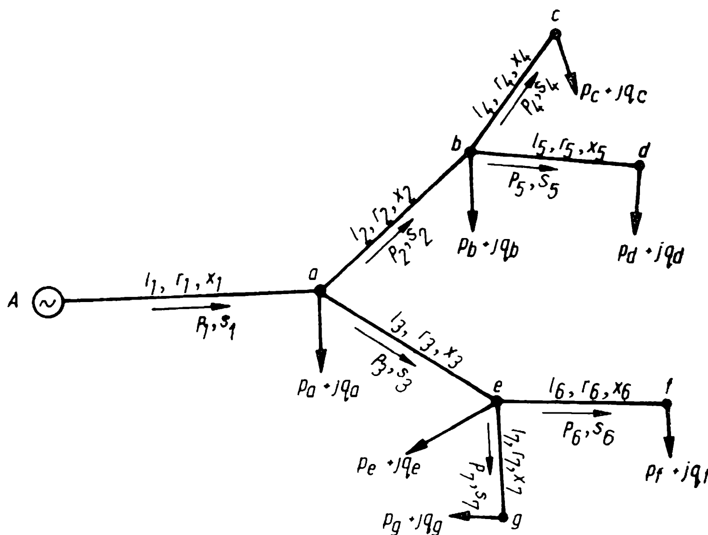


Fig. 5.13. Schemă electrică de calcul a unei linii electrice cu derivații alimentată la un capăt.

Fie, de exemplu, rețeaua arborescentă prezentată în figura 5.13, alimentată la un capăt, care are ramificații în trei noduri *a*, *b* și *e*. Pentru simplificare se presupune că sarcinile sînt conectate numai în noduri și la capetele terminale ale laturilor. Determinarea pierderilor de tensiune în toate laturile rețelei necesită mai întîi scrierea condiției restrictive a componentei active de tensiune (5.38), în care componenta reactivă a pierderii de tensiune $\sum \frac{Qx}{U_n}$, corespunzătoare unui punct terminal al rețelei, are valoarea cea mai mare. Valoarea componentei active rezultată din condiția (5.38) trebuie să se considere aceeași pentru toate punctele terminale ale rețelei, ceea ce permite să se scrie următoarele relații între componentele active ale pierderilor de tensiune în diferite ramuri:

$$\Delta U_{ac} = \Delta U_{ac1} + \Delta U_{ac2} + \Delta U_{ac4} = \Delta U_{ac1} + \Delta U_{ac2} + \Delta U_{ac5};$$
$$\Delta U_{ac4} = \Delta U_{ac5}; \quad \Delta U_{ac6} = \Delta U_{ac7}. \tag{5.43}$$

Pentru a obține încă trei ecuații, care să permită determinarea celor șapte componente ΔU_{acn}, se pune o condiție suplimentară și anume ca în fiecare nod secțiunea laturii principale să fie egală cu suma secțiunilor ramurilor derivate. Ținînd seama de acest lucru, pentru rețeaua din figura 5.13 se poate scrie că:

$$s_1 = s_2 + s_3; \; s_2 = s_4 + s_5; \; s_3 = s_6 + s_7 \tag{5.44}$$

sau exprimate prin relații de forma (5.40):

$$\rho \frac{P_1 l_1}{U_n \Delta U_{ac1}} = \rho \frac{P_2 l_2}{U_n \Delta U_{ac2}} + \rho \frac{P_3 l_3}{U_n \Delta U_{ac3}}; \tag{5.45}$$

$$\rho \frac{P_2 l_2}{U_n \Delta U_{ac2}} = \rho \frac{P_4 l_4}{U_n \Delta U_{ac4}} + \rho \frac{P_5 l_5}{U_n \Delta U_{ac5}};$$

$$\rho \frac{P_3 l_3}{U_n \Delta U_{ac3}} = \rho \frac{P_6 l_6}{U_n \Delta U_{ac6}} + \rho \frac{P_7 l_7}{U_n \Delta U_{ac7}}.$$

Rezolvarea sistemului de şapte ecuaţii (5.43) şi (5.45) permite determinarea componentelor active ale pierderilor de tensiune în toate laturile reţelei în funcţie de pierderea activă totală, ale căror valori sînt:

$$\Delta U_{ac1} = \frac{\Delta U_{ac}}{k_1}; \quad \Delta U_{ac2} = \Delta U_{ac} \frac{k_1 - 1}{k_1 \cdot k_2}; \quad \Delta U_{ac3} = \Delta U_{ac} \frac{k_1 - 1}{k_1 \cdot k_3};$$

$$\Delta U_{ac4} = \Delta U_{ac5} = \Delta U_{ac} \frac{(k_1 - 1)(k_2 - 1)}{k_1 \cdot k_2}; \tag{5.46}$$

$$\Delta U_{ac6} = \Delta U_{ac7} = \frac{(k_1 - 1)(k_3 - 1)}{k_1 \cdot k_3},$$

în care:

$$k_1 = \frac{P_1 l_1 + P_2 l_2 + P_3 l_3 + P_4 l_4 + P_5 l_5 + P_6 l_6 + P_7 l_7}{P_1 l_1};$$

$$k_2 = \frac{P_2 l_2 + P_4 l_4 + P_5 l_5}{P_2 l_2}; \quad k_3 = \frac{P_3 l_3 + P_6 l_6 + P_7 l_7}{P_3 l_3}. \tag{5.47}$$

Cunoscînd componentele active ale pierderilor de tensiune, se pot determina secţiunile conductoarelor cu ajutorul ecuaţiilor (5.40), obţinîndu-se:

$$s_1 = \rho \frac{P_1 l_1}{U_n \Delta U_{ac1}} = \rho \frac{P_1 l_1 k_1}{U_n \Delta U_{ac}} =$$

$$= \rho \frac{P_1 l_1 + P_2 l_2 + P_3 l_3 + P_4 l_4 + P_5 l_5 + P_6 l_6 + P_7 l_7}{U_n \Delta U_{ac}};$$

$$s_2 = \rho \frac{P_2 l_2}{U_n \Delta U_{ac2}} = \rho \frac{P_2 l_2}{U_n \Delta U_{ac}} \cdot \frac{k_1 k_2}{k_1 - 1};$$

$$s_3 = \rho \frac{P_3 l_3}{U_n \Delta U_{ac3}} = \rho \frac{P_3 l_3}{U_n \Delta U_{ac}} \cdot \frac{k_1 k_3}{k_1 - 1};$$

$$s_4 = \rho \frac{P_4 l_4}{U_n \Delta U_{ac4}} = \rho \frac{P_4 l_4}{U_n \Delta U_{ac}} \cdot \frac{k_1 k_2}{(k_1 - 1)(k_2 - 1)}; \tag{5.48}$$

$$s_5 = \rho \frac{P_5 l_5}{U_n \Delta U_{ac5}} = \rho \frac{P_5 l_5}{U_n \Delta U_{ac}} \cdot \frac{k_1 k_2}{(k_1 - 1)(k_2 - 1)};$$

$$s_6 = \rho \frac{P_6 l_6}{U_n \Delta U_{ac6}} = \rho \frac{P_6 l_6}{U_n \Delta U_{ac}} \cdot \frac{k_1 k_3}{(k_1 - 1)(k_3 - 1)};$$

$$s_7 = \rho \frac{P_7 l_7}{U_n \Delta U_{ac7}} = \rho \frac{P_7 l_7}{U_n \Delta U_{ac}} \cdot \frac{k_1 k_3}{(k_1 - 1)(k_3 - 1)}.$$

Sub această formă calculul secțiunilor conductoarelor este laborios. De aceea, calculul pentru alegerea secțiunilor se poate face mai ușor, dacă se observă că rețeaua poate fi redusă prin transformări la o formă mai simplă. Astfel, din relațiile:

$$\Delta U_{ac4} = \Delta U_{ac5} \text{ și } \Delta U_{ac6} = \Delta U_{ac7}$$

scrise sub forma:

$$\rho \frac{P_4 l_4}{U_n \cdot s_4} = \rho \frac{P_5 l_5}{U_n \cdot s_5} \text{ și } \rho \frac{P_6 l_6}{U_n \cdot s_6} = \rho \frac{P_7 l_7}{U_n \cdot s_7}$$

rezultă prin adunarea numărătorilor și numitorilor că:

$$\rho \frac{P_4 l_4}{U_n s_4} = \rho \frac{P_4 l_4 + P_5 l_5}{U_n (s_4 + s_5)} \text{ și } \rho \frac{P_6 l_6}{U_n s_6} = \rho \frac{P_6 l_6 + P_7 l_7}{U_n (s_6 + s_7)}. \tag{5.49}$$

Conform condițiilor puse inițial prin ecuațiile (5.43) și (5.44), rezultă că laturile *4* și *5* din nodul *b*, se pot înlocui printr-o latură echivalentă de lungime λ_{45} cu secțiunea s_2, care are la capăt sarcina $P_4 + P_5$; în același mod se pot înlocui laturile *6* și *7* corespunzătoare nodului *e* printr-o latură echivalentă de lungime λ_{67} cu secțiunea s_3, avînd la capăt sarcina $P_6 + P_7$. Lungimile se pot determina din relațiile date de legea momentelor electrice:

$$\lambda_{45} = \frac{P_4 l_4 + P_5 l_5}{P_4 + P_5} \text{ și } \lambda_{67} = \frac{P_6 l_6 + P_7 l_7}{P_6 + P_7}. \tag{5.50}$$

Aceste expresii, care exprimă lungimea echivalentă a derivațiilor unui nod al rețelei, se pot pune sub forma generală:

$$\lambda_e = \frac{\sum_1^n P_k l_k}{\sum_1^n P_k} = \frac{\sum_1^n p_k L_k}{\sum_1^n p_k}, \tag{5.51}$$

în care p_k reprezintă puterile active de sarcină, iar P_k puterile active de linie.

În continuare, se obține prin transformare, latura echivalentă care pleacă din nodul *a*, de lungime λ_{23} și secțiunea $s_1 = s_2 + s_3$, care are la capăt sarcina $P_2 + P_3$. Conform relațiilor (5.50) și figurii 5.14, lungimea echivalentă λ_{23} poate fi exprimată sub forma:

$$\lambda_{23} = \frac{P_2 l_2 + (P_4 + P_5)\lambda_{45} + P_3 l_3 + (P_6 + P_7)\lambda_{67}}{P_2 + P_3}. \tag{5.52}$$

În final, se va obține o linie fără derivații cu două sarcini active, de secțiune constantă s_1, a cărei valoare se poate calcula cu relația:

$$s_1 = \rho \frac{P_1 l_1 + (P_2 + P_3)\lambda_{23}}{U_n \, \Delta U_{ac}}. \tag{5.53}$$

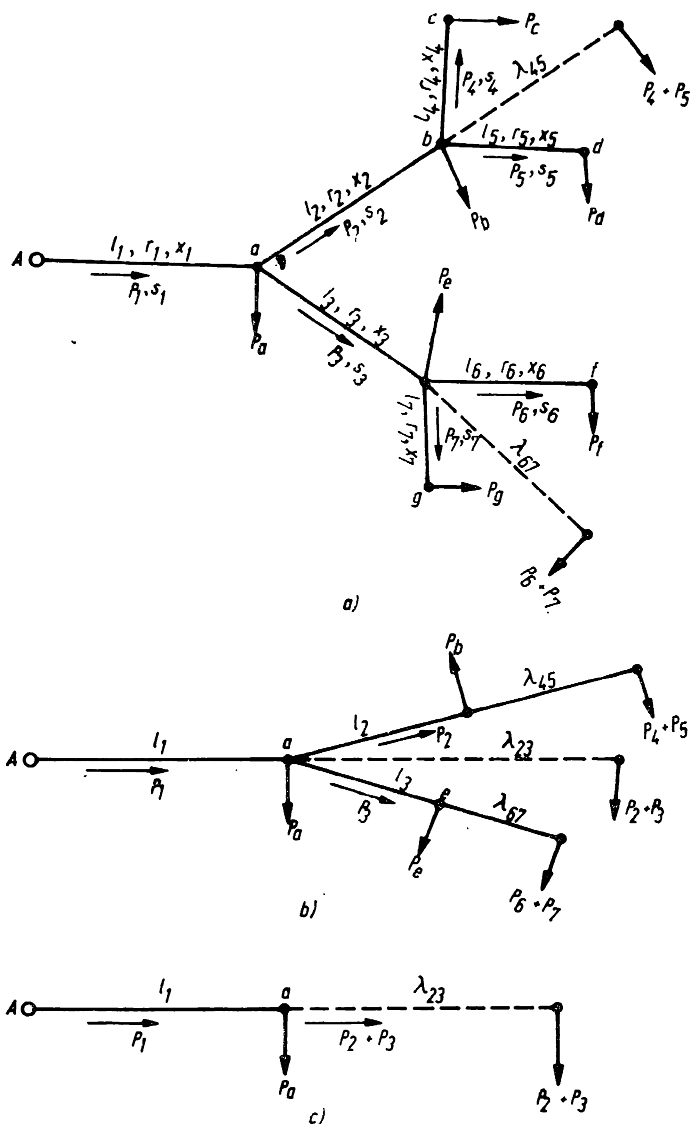


Fig. 5.14. Transfigurarea rețelei din figura 5.13.

Se alege o secțiune standardizată, pentru care se calculează ΔU_{ac1}, pe lungimea l_1 a rețelei, rezultînd pierderea de tensiune disponibilă pentru restul ramurilor rețelei, $\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac1}$, cu ajutorul căreia se află secțiunile ramurilor *2* și *3*:

$$s_2 = \rho \frac{P_2 l_2 + (P_4 + P_5)\lambda_{45}}{U_n(\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac1})}; \quad s_3 = \rho \frac{P_3 l_3 + (P_6 + P_7)\lambda_{67}}{U_n(\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac1})}. \qquad (5.54)$$

Alegînd apoi secţiuni standardizate, se calculează asemănător secţiunile ramurilor *4, 5, 6, 7* ale reţelei, adică:

$$s_4 = \rho \frac{P_4 l_4}{U_n(\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac1} - \Delta U_{ac2})}; \quad s_5 = \rho \frac{P_5 l_5}{U_n(\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac1} - \Delta U_{ac2})};$$

$$s_6 = \rho \frac{P_6 l_6}{U_n(\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac1} - \Delta U_{ac3})}; \quad s_7 = \rho \frac{P_7 l_7}{U_n(\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac1} - \Delta U_{ac3})}. \tag{5.55}$$

Se aleg apoi şi pentru aceste ultime laturi secţiuni standardizate, după care se poate verifica pierderea de tensiune corespunzătoare traseului celui mai încărcat.

În consecinţă, alegerea secţiunii într-o reţea arborescentă se bazează pe transformarea reţelei, pînă la aducerea acesteia la forma din figura 5.12. Această transformare presupune înlocuirea derivaţiilor din fiecare nod, printr-o singură latură echivalentă, a cărei lungime se determină cu ajutorul momentelor electrice. Din această cauză, se zice că alegerea secţiunilor conductoarelor se face prin *metoda momentelor electrice.*

5.2.2. IPOTEZA DENSITĂŢII DE CURENT CONSTANT

În acest caz secţiunile tronsoanelor liniei din figura 5.12 sînt diferite. Condiţia de a avea aceeaşi densitate de curent în toate tronsoanele se exprimă prin relaţia:

$$\frac{I_1}{s_1} = \frac{I_2}{s_2} = \ldots\ldots\ldots = \frac{I_n}{s_n} = \delta, \tag{5.56}$$

în care: $I_1, I_2, \ldots, I_n$ reprezintă intensitatea curenţilor din fiecare tronson al liniei;

$s_1, s_2, \ldots, s_n$ — secţiunea fiecărui tronson al liniei.

Pentru linia trifazată de curent alternativ, ţinînd seama de relaţiile (5.39), (5.40) şi (5.56) se poate scrie că:

$$\Delta U_{ac} = \sqrt{3}\ \rho \sum_1^n \frac{I_k}{s_k} l_k \cos \varphi_k = \sqrt{3}\rho\delta \sum_1^n l_k \cos \varphi_k \tag{5.57}$$

din care reiese că:

$$\delta = \frac{\Delta U_{ac}}{\sqrt{3}\rho \sum_1^n l_k \cos \varphi_k} \tag{5.58}$$

şi respectiv:

$$s_n = \frac{I_n}{\delta} = \frac{\sqrt{3}\rho\ I_n}{\Delta U_{ac}} \sum_1^n l_k \cos \varphi_k = \frac{\rho P_n \sum_1^n l_k \cos \varphi_k}{U_n \Delta U_{ac} \cos \varphi_n}. \tag{5.59}$$

În cazul liniilor monofazate de curent alternativ, ţinînd seama de relaţiile (5.41) şi (5.56) se determină:

$$s_n = \frac{2\rho I_n}{\Delta U_{ac}} \sum_1^n l_k \cos \varphi_k, \qquad (5.60)$$

care este valabilă şi pentru reţelele de curent continuu, dacă în acest ultim caz se face abstracţie de factorul de putere. În aceste condiţii rezultă:

$$s_n = \frac{2\rho I_n}{\Delta U_a} \sum_1^n l_k = 2\rho \frac{I_n L}{\Delta U_a},$$

în care: $\sum_1^n l_k = L$ reprezintă lungimea totală a reţelei;

ΔU_a — pierderea admisibilă totală de tensiune.

5.2.3. IPOTEZA MINIMULUI DE MATERIAL

Această ipoteză are caracter tehnico-economic şi va fi aplicată atît pentru reţelele radiale fără ramificaţii, cît şi pentru cele cu ramificaţii.

5.2.3.1. *Linii electrice radiale fără ramificaţii.* Se calculează secţiunile tronsoanelor liniei fără ramificaţii prezentată în figura 5.12, astfel încît volumul de material conductor să fie minim. Admiţînd componenta activă a pierderilor de tensiune cunoscută şi considerînd conductoarele din acelaşi material, conform relaţiei (5.39) rezultă următoarele secţiuni:

$$s_1 = \sqrt{3}\rho \frac{I_{a1} l_1}{\Delta U_{ac1}};\ s_2 = \sqrt{3}\rho \frac{I_{a2} l_2}{\Delta U_{ac2}};\ \dots\ ;\ s_n = \sqrt{3}\rho \frac{I_{an} l_n}{\Delta U_{ac} - \sum_1^{n-1} \Delta U_{ack}}, \qquad (5.61)$$

în care: $\Delta U_{ac} = \sum_1^n \Delta U_{ack}$ rezultă din condiţia (5.38).

Volumul de material conductor necesar pentru construcţia liniei trifazate este:

$$V = 3\sum_1^n l_k s_k = 3\sqrt{3}\rho \left[\frac{I_{a1} l_1^2}{\Delta U_{ac1}} + \frac{I_{a2} l_2^2}{\Delta U_{ac2}} + \dots + \frac{I_{an} l_n^2}{\Delta U_{ac} - \sum_1^{n-1} \Delta U_{ack}}\right] =$$

$$= \varphi(\Delta U_{ac1}, \Delta U_{ac2}, \dots, \Delta U_{ac(n-1)}). \qquad (5.62)$$

Se observă că volumul de material depinde de pierderile active de tensiune, care sînt variabile. Minimul funcţiei (5.62) se determină efectuînd derivatele parţiale în raport cu fiecare variabilă şi egalîndu-le cu zero, adică:

$$\frac{\partial V}{\partial(\Delta U_{ac1})} = -\frac{I_{a1} l_1^2}{(\Delta U_{ac1})^2} + \frac{I_{an} l_n^2}{\left(\Delta U_{ac} - \sum_1^{n-1} \Delta U_{ack}\right)^2} = 0; \qquad (5.63)$$

$$\frac{\partial V}{\partial(\Delta U_{ac2})} = -\frac{I_{a2}l_2^2}{(\Delta U_{ac2})^2} + \frac{I_{an}l_n^2}{\left(\Delta U_{ac} - \sum_1^{n-1} \Delta U_{ack}\right)^2} = 0;$$

$$\vdots$$

$$\frac{\partial V}{\partial(\Delta U_{ack})} = -\frac{I_{ak}l_k^2}{(\Delta U_{ack})^2} + \frac{I_{an}l_n^2}{\left(\Delta U_{ac} - \sum_1^{n-1} \Delta U_{ack}\right)^2} = 0,$$

din care rezultă:

$$\frac{I_{a1}l_1^2}{(\Delta U_{ac1})^2} = \frac{I_{a2}l_2^2}{(\Delta U_{ac2})^2} = \ldots = \frac{I_{ak}l_k^2}{(\Delta U_{ack})^2} = \ldots = \frac{I_{an}l_n^2}{\left(\Delta U_{ac} - \sum_1^{n-1} \Delta U_{ack}\right)^2}. \tag{5.64}$$

Înlocuind în aceste ultime relații, valorile pierderilor active de tensiune reieșite din (5.61), se obține:

$$\frac{s_1^2}{I_{a1}} = \frac{s_2^2}{I_{a2}} \ldots = \frac{s_k^2}{I_{ak}} = \ldots = \frac{s_n^2}{I_{an}}. \tag{5.65}$$

Secțiunea unui tronson de rețea se poate exprima în funcție de secțiunile și curenții de circulație a celorlalte tronsoane. Considerînd, de exemplu, mărimile tronsonului n, ca tronson de referință, rezultă:

$$s_1 = s_n\sqrt{\frac{I_{a1}}{I_{an}}}; \quad s_2 = s_n\sqrt{\frac{I_{a2}}{I_{an}}}; \quad \ldots, \quad s_k = s_n\sqrt{\frac{I_{ak}}{I_{an}}} \ldots \tag{5.66}$$

Revenind la expresia pierderii active totale de tensiune care reprezintă o mărime cunoscută determinată din condiția restrictivă (5.38) și înlocuind secțiunile date de expresiile (5.66), se poate determina secțiunea de referință, adică:

$$\Delta U_{ac} = \sqrt{3}\rho\sum_1^n \frac{I_{ak}l_k}{s_k} = \sqrt{3}\rho\left[\frac{I_{a1}l_1}{s_n\sqrt{\frac{I_{a1}}{I_{an}}}} + \frac{I_{a2}l_2}{s_n\sqrt{\frac{I_{a2}}{I_{an}}}} + \cdots + \frac{I_{an}l_n}{s_n}\right] =$$

$$= \frac{\sqrt{3}\rho\sqrt{I_{an}}}{s_n}\sum_1^n l_k\sqrt{I_{ak}}, \tag{5.67}$$

de unde reiese că:

$$s_n = \frac{\sqrt{3}\rho\sqrt{I_{an}}}{\Delta U_{ac}}\sum_1^n l_k\sqrt{I_{ak}}, \tag{5.68}$$

în care pentru a obține secțiunea în [mm²], se consideră ΔU_{ac} în [V], I_{ak} în [A] și l_k în [m].

Cînd sarcinile sînt exprimate prin puteri, expresiile (5.66) şi (5.68) se pot scrie sub forma:

$$s_1 = s_n\sqrt{\frac{P_1}{P_n}};\ s_2 = s_n\sqrt{\frac{P_2}{P_n}};\ \ldots;\ s_k = s_n\sqrt{\frac{P_k}{P_n}} \tag{5.69}$$

şi

$$s_n = \frac{\rho\sqrt{P_n}}{\Delta U_{ac} U_n}\sum_1^n l_k\sqrt{P_k}. \tag{5.70}$$

Din analiza relaţiilor (5.68) şi (5.70) rezultă că numai mărimile de sub semnul radical (curenţi sau puteri) din afara sumei sînt variabile, ele corespunzînd tronsonului a cărui secţiune se alege. În consecinţă, rezultă că:

$$s_n = k_1\sqrt{I_{an}} = k_2\sqrt{P_n}, \tag{5.71}$$

în care:

$$k_1 = \frac{\sqrt{3}\rho}{\Delta U_{ac}}\sum_1^n l_k\sqrt{I_{ak}} \text{ şi } k_2 = \frac{\rho}{U_n\Delta U_{ac}}\sum_1^n l_k\sqrt{P_k}. \tag{5.72}$$

5.2.3.2. *Linii electrice radiale cu ramificaţii (reţele arborescente)*. Aplicarea ipotezei minimului de material la linii cu ramificaţii se face analog celor indicate la ipoteza secţiunii constante. Calculul analitic necesită determinarea, în prealabil, a termenului $\sum \frac{Qx}{U_n}$ din expresia pierderii de tensiune, pe traseul cel mai încărcat al reţelei, considerînd reactanţa lineică ca o mărime dată, practic independentă de secţiune. În aceste condiţii, se poate

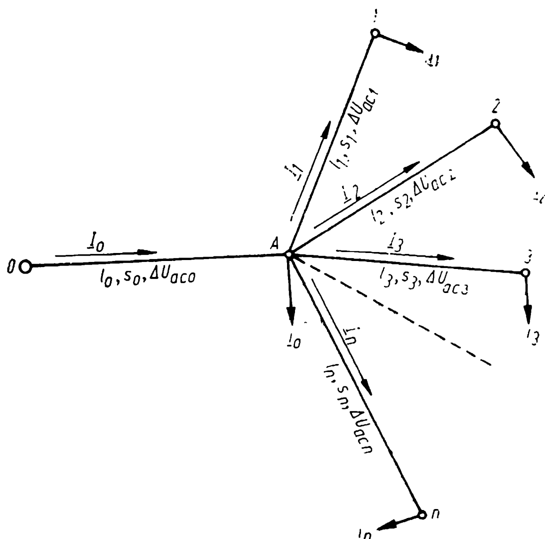


Fig. 5.15. Schemă electrică pentru alegerea secţiunii conductoarelor unei reţele arborescente, în ipoteza minimului de material.

determina, pe baza condiției restrictive (5.38) componenta activă totală a pierderii de tensiune, care se consideră aceeași pentru toți consumatori terminali ai rețelei.

Cu notațiile corespunzătoare figurii 5.15, de exemplu, rezultă:

$$(\Delta U_a - \Delta U_r) \geqslant \Delta U_{ac} = \Delta U_{ac0} + \Delta U_{ac1} = \Delta U_{ac0} + \Delta U_{ac2} = \ldots = \\ = \Delta U_{ac0} + \Delta U_{acn}, \tag{5.73}$$

din care reiese că:

$$\Delta U_{ac1} = \Delta U_{ac2} = \ldots = \Delta U_{acn}. \tag{5.74}$$

Volumul de material necesar construcției rețelei este

$$V = 3\sum_{0}^{n} l_k s_k = 3\sqrt{3}\rho\left[\frac{l_0^2 I_{a0}}{\Delta U_{ac0}} + \frac{l_1^2 I_{a1}}{\Delta U_{ac1}} + \cdots + \frac{l_n^2 I_{an}}{\Delta U_{acn}}\right], \tag{5.75}$$

în care pierderile active de tensiune constituie necunoscutele problemei.

Dacă se notează

$$\Delta U_{ac1} = \Delta U_{ac2} = \ldots = \Delta U_{acn} = x;$$

$$\Delta U_{ac0} = \Delta U_{ac} - x,$$

atunci relația (5.75) devine:

$$V = 3\sqrt{3}\rho\left[\frac{l_0^2 I_{a0}}{\Delta U_{ac} - x} + \frac{l_1^2 I_{a1} + l_2^2 I_{a2} + \ldots + l_n^2 I_{an}}{x}\right] = \varphi(x) \tag{5.76}$$

a cărei derivată în raport cu x, egalată cu zero, permite obținerea condiției de extremă:

$$\frac{x}{\Delta U_{ac} - x} = \frac{\Delta U_{acn}}{\Delta U_{ac0}} = \frac{1}{l_0}\sqrt{\frac{\sum_{1}^{n} l_k^2 I_{ak}}{I_{a0}}} = \frac{1}{l_0}\sqrt{\frac{\sum_{1}^{n} l_k^2 I_{ak}}{\sum_{1}^{n} I_{ak}}}. \tag{5.77}$$

Se observă că mărimea de sub semnul radical este de dimensiunea unei lungimi, fiind lungimea echivalentă a ramurilor $l_1, l_2, \ldots, l_n$ reieșită din condiția minimului de material:

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sum_{1}^{n} l_k^2 I_{ak}}{\sum_{1}^{n} I_{ak}}}. \tag{5.78}$$

Înlocuirea derivațiilor printr-o lungime fictivă, echivalentă permite obținerea secțiunilor tronsoanelor pe două căi.

O primă cale constă în determinarea pierderilor active în fiecare tronson, cu ajutorul cărora, folosind relațiile (5.39), se calculează secțiunile. În acest scop, expresia (5.77) se scrie sub forma:

$$\frac{\Delta U_{ac0} + \Delta U_{acn}}{\Delta U_{ac0}} = \frac{\Delta U_{ac}}{\Delta U_{ac0}} = \frac{l_0 + \lambda}{l_0}, \tag{5.79}$$

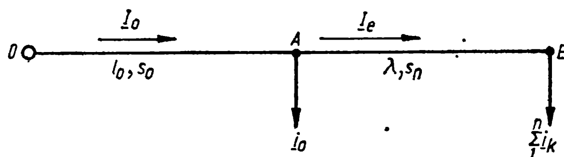


Fig. 5.16. Schemă echivalentă simplificată de calcul a unei linii cu ramificații, în ipoteza minimului de material.

din care reiese pierderea de tensiune pe tronsonul principal de lungime l_0:

$$\Delta U_{ac0} = \Delta U_{ac} \frac{l_0}{l_0 + \lambda} = \frac{\Delta U_{ac}}{1 + \frac{1}{l_0}\sqrt{\frac{\sum_1^n l_k^2 I_{ak}}{\sum_1^n I_{ak}}}}. \tag{5.80}$$

Pierderile de tensiune în celelalte tronsoane se vor determina cu relațiile (5.73) și (5.74), iar secțiunile conductoarelor cu relația (5.39).

A doua cale presupune transformarea rețelei ca în figura 5.16, în care derivațiile au fost înlocuite printr-o lungime echivalentă. În acest caz, secțiunile s_n și s_0 se calculează folosind relațiile (5.68) și (5.66), adică:

$$s_n = \frac{\sqrt{3}\rho\sqrt{I_{ae}}}{\Delta U_{ac}} \sum_1^n l_k \sqrt{I_{ak}} = \frac{\sqrt{3}\rho\sqrt{I_{ac}}}{\Delta U_{ac}} (l_0\sqrt{I_{a0}} + \lambda\sqrt{I_{ae}})$$

și

$$s_0 = s_n \sqrt{\frac{I_{a0}}{I_{ae}}}.$$

Dacă ramurile derivate ale rețelei sînt încărcate aproximativ în aceleași condiții, se poate accepta pentru acestea o singură secțiune s_n. În caz contrar, se alege numai secțiunea s_0 a tronsonului principal, cu ajutorul căreia se recalculează ΔU_{ac0}. Pierderea activă de tensiune pe celelalte ramuri se calculează cu relațiile (5.73) și (5.74), iar secțiunile, cu relația (5.39).

În cazul rețelei studiate în ipoteza minimului de material s-a considerat că consumatorii sînt racordați în noduri sau la capetele derivațiilor. Cînd conectarea consumatorilor are loc și în lungul ramurilor, atunci se pot aplica aceleași procedee de calcul cu relații puțin modificate.

Astfel, pentru rețeaua din figura 5.17, de exemplu, acceptînd o singură secțiune pe fiecare tronson, se poate scrie:

$$s_0 = \sqrt{3}\rho \sum_1^n \frac{i_{ack} L_{0k}}{\Delta U_{ac0}}; \quad s_1 = \sqrt{3}\rho \sum_1^n \frac{i_{a1k} L_{1k}}{\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac0}};$$

$$s_2 = \sqrt{3}\rho \sum_1^n \frac{i_{a2k} L_{2k}}{\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac0}}; \quad \ldots; \quad s_n = \sqrt{3}\rho \frac{\sum_1^n i_{ank} L_{nk}}{\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac0}}; \tag{5.81}$$

în care: $i_{a0k} i_{a1k}, \ldots, i_{ank}$ reprezintă curenții activi de sarcină;
$L_{0k}, L_{1k}, \ldots, L_{nk}$ — distanțele sarcinilor de pe laturi, măsurate în raport cu capătul de intrare al acestora, respectiv cu punctul O de alimentare sau cu nodul A;

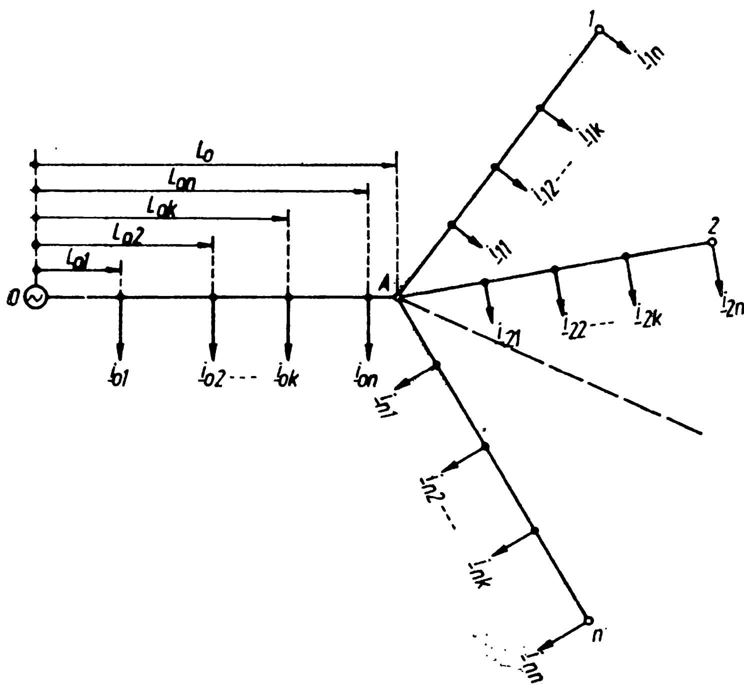


Fig. 5.17. Schema rețelei arborescente cu n derivații și cu consumatori racordați de-a lungul tronsoanelor.

ΔU_{ac0}, $(\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac0})$ — pierderile active de tensiune pe tronsonul principal și pe derivații.

Expresia volumului de material este:

$$V = 3\sum_{1}^{n} L_k s_k = 3\sqrt{3}\rho\left[\frac{L_0 \sum_{0} i_{ack} L_{0k}}{\Delta U_{ac0}} + \frac{L_1 \sum_{1} i_{a1k} L_{1k}}{\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac0}} + \cdots + \right.$$

$$\left. + \frac{L_n \sum_{n} i_{ank} L_{nk}}{\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac0}}\right] = \varphi(\Delta U_{ac0}), \tag{5.82}$$

în care: $L_0, L_1, \ldots, L_n$ reprezintă lungimea fiecărui tronson al rețelei;

$\sum_{0} i_{a0k} L_{0k}, \sum_{1} i_{a1k} L_{1k}, \ldots, \sum_{n} i_{ank} L_{nk}$ — suma momentelor electrice ale sarcinilor active de pe fiecare latură 0, *1*, *2*,...,n în raport cu capătul de intrare, adică, în raport cu punctul O de alimentare și cu punctul A.

Efectuînd derivata volumului de material în raport cu singura necunoscută a problemei ΔU_{ac0} și egalînd-o cu zero, rezultă:

$$\frac{dV}{d(\Delta U_{ac0})} = -\frac{L_0 \sum_{1}^{n} i_{a0k} L_{0k}}{(\Delta U_{ac0})^2} +$$

$$+ \frac{L_1 \sum_{1} i_{a1k} L_{1k} + L_2 \sum_{2} i_{a2k} L_{2k} + \ldots + L_n \sum_{n} i_{ank} L_{nk}}{(\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac0})^2} = 0$$

sau

$$\frac{\Delta U_{ac} - \Delta U_{ac0}}{\Delta U_{ac0}} = \frac{\Delta U_{ac}}{1 + \sqrt{\frac{L_1 \sum_{1} i_{a1k} L_{1k} + L_2 \sum_{2} i_{a2k} L_{2k} + \ldots + L_n \sum_{n} i_{ank} L_{nk}}{L_0 \sum_{0} i_{a0k} L_{0k}}}} . \tag{5.83}$$

Această ultimă relație permite să se determine pierderea activă de tensiune pe tronsonul principal de lungime L_0, adică:

$$\Delta U_{ac0} = \frac{\Delta U_{ac}}{1 + \sqrt{\frac{L_1 \sum_{1} i_{a1k} L_{1k} + L_2 \sum_{2} i_{a2k} L_{2k} + \ldots + L_n \sum_{n} i_{ank} L_{nk}}{L_0 \sum_{0} i_{a0k} L_{0k}}}} \tag{5.84}$$

cu ajutorul căreia se calculează pierderea activă pe celelalte tronsoane și secțiunile s_0, $s_1, \ldots, s_n$, urmînd același procedeu indicat mai înainte. În relațiile (5.82), (5.83) și (5.84) s-a notat cu semnul $\sum_{k}$, suma momentelor curenților de pe latura k.

5.3. CALCULUL CIRCULAȚIEI DE CURENȚI ȘI AL CĂDERILOR DE TENSIUNE ÎN REȚELELE BUCLATE

Pentru creșterea siguranței în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor, precum și din considerente tehnico-economice care se referă la reducerea pierderilor de energie, se folosesc scheme de conexiuni de rețele buclate. În acest caz, calculul căderilor de tensiune, presupune totdeauna cunoașterea repartiției curenților sau a puterilor în fiecare tronson sau ramură a rețelei.

În liniile alimentate la un singur capăt circulația curenților sau a puterilor s-a făcut fără dificultăți (mai ales dacă s-au neglijat pierderile), prin adunarea succesivă a sarcinilor, parcurgînd rețeaua de la finele ei către punctul de alimentare.

În rețelele buclate acest lucru este mai dificil de făcut și pentru efectuarea calculelor se pot aplica, fie *metode tehnice* cu ajutorul cărora se simplifică rețeaua din punctul de vedere al schemei de conexiuni, fie *metode analitice*, care permit și utilizarea tehnicii moderne de calcul.

5.3.1. LINIE ALIMENTATĂ LA DOUĂ CAPETE

Linia alimentată la două capete constituie cel mai simplu element de rețea buclată, care prezintă avantajul alimentării consumatorilor cu energie electrică în condiții de siguranță sporită. Ea se poate reprezenta, de fapt, sub forma unei rețele inelare alimentată de la o singură sursă, ca în figura 5.18, *a* care prin secționare în dreptul sursei, se transformă într-o linie alimentată la două capete ca în figura 5.18, *b*.

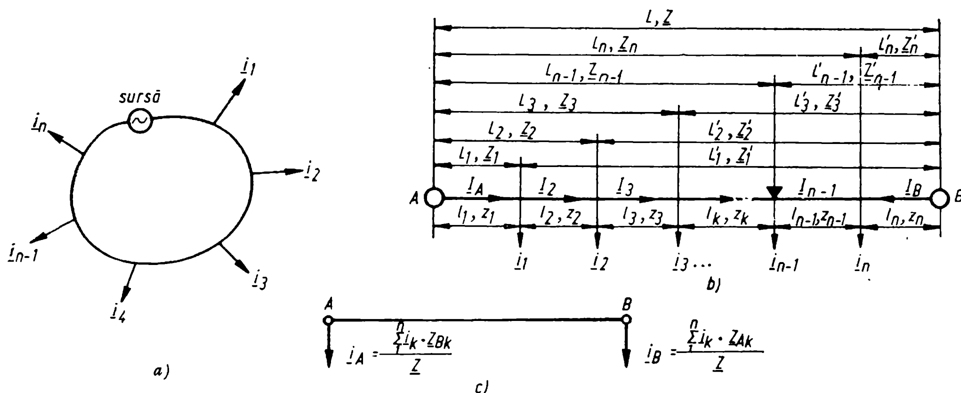


Fig. 5.18. Scheme electrice pentru calculul circulației curenților sau puterilor în linii alimentate la două capete.

Calculul electric al acestor linii presupune determinarea circulației curenților sau a puterilor în fiecare ramură sau tronson și a nodului în care consumatorul este alimentat de la ambele surse. În acest nod linia va avea tensiunea minimă și va putea fi secționată astfel încît ea se va reprezenta sub forma a două linii radiale, alimentată fiecare de la o singură sursă de tensiune, ca în figura 5.19. Alegerea secțiunii conductoarelor va fi făcută punînd condiția ca pierderea totală de tensiune, de la una din surse pînă la nodul de secționare, să nu depășească limita maximă admisibilă.

Pentru determinarea circulației curenților sau puterilor și a nodului de tensiune minimă în linia alimentată la două capete din figura 5.18, *b* se consideră următoarele ipoteze:

a) tensiunile surselor de alimentare sînt cunoscute și diferite atît ca modul, cît și ca fază ($U_A \neq U_B$);

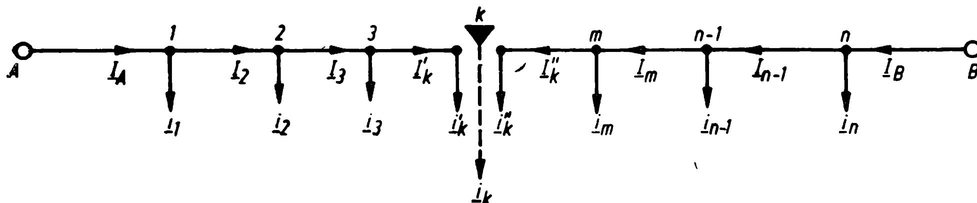


Fig. 5.19. Reprezentarea liniei alimentată la două capete sub forma a două linii radiale cu indicarea nodului de separație.

b) sarcinile consumatorilor au factori de putere diferiți;

c) linia este reprezentată printr-o impedanță;

d) în cazul cînd consumatorii sînt reprezentați prin puteri se calculează circulația puterilor neglijîndu-se pierderile.

Dacă se acceptă sensul de circulație al curenților cel indicat în figura 5.18,*b* aplicînd a doua teoremă a lui Kirchhoff, se poate scrie că:

$$\underline{\Delta U}_{AB} = \underline{U}_A - \underline{U}_B = \sqrt{3}[\underline{I}_A \underline{z}_1 + \underline{I}_2 \cdot \underline{z}_2 + \underline{I}_3 \cdot \underline{z}_3 + \dots - \underline{I}_{n-1} \cdot \underline{z}_{n-1} - \underline{I}_B \cdot \underline{z}_n], \tag{5.85}$$

în care:

$$\underline{I}_2 = \underline{I}_A - \underline{i}_1; \quad \underline{I}_3 = \underline{I}_A - \underline{i}_1 - \underline{i}_2; \dots; \quad \underline{I}_B = \sum_1^n \underline{i}_n - \underline{I}_A. \tag{5.86}$$

Ținînd seama de relațiile (5.86) în (5.85) și de notațiile din figura 5.18, *b* se obține, prin gruparea termenilor, curentul debitat de sursa de alimentare din punctul A:

$$\underline{I}_A = \frac{\underline{U}_A - \underline{U}_B}{\sqrt{3}\underline{Z}} + \frac{\underline{i}_1 \underline{Z}'_1 + \underline{i}_2 \underline{Z}'_2 + \dots + \underline{i}_k \underline{Z}'_k + \dots + \underline{i}_n \underline{Z}'_n}{\underline{Z}} =$$

$$= \frac{\underline{U}_A - \underline{U}_B}{\sqrt{3}\underline{Z}} + \frac{\sum_1^n \underline{i}_k \underline{Z}'_k}{\underline{Z}}, \tag{5.87}$$

unde $\underline{Z} = \sum_1^n \underline{z}_k$ reprezintă impedanța totală a liniei;

$\underline{Z}'_k$ — impedanțele considerate de la sursa de alimentare din punctul B, pînă la diferite noduri *1, 2, 3,...,n*, în care sînt conectate sarcinile reprezentate prin curenți.

În mod analog, se determină și curentul debitat de sursa din punctul B, adică:

$$\underline{I}_B = \frac{\underline{U}_B - \underline{U}_A}{\sqrt{3}\underline{Z}} + \frac{\sum_1^n \underline{i}_k \underline{Z}_k}{\underline{Z}}, \tag{5.88}$$

unde $\underline{Z}_k$ reprezintă impedanța diferitelor tronsoane ale rețelei, considerate de la sursa din punctul A pînă la nodurile diferiților consumatori.

Primul termen al ecuațiilor (5.87) sau (5.88) determinat de diferența tensiunilor de alimentare reprezintă *curentul de circulație,* care există și cînd linia funcționează în gol. Din această cauză el se mai numește și *curent de mers în gol* și poate fi interpretat ca fiind produs de o sursă electromotoare fictivă, fără impedanță internă, și cu valoarea egală cu căderea de tensiune pe fază, $\underline{\Delta V}_{AB}$, care se conectează între punctele de alimentare A și B cînd rețeaua se buclează. Dacă $\underline{Z} = R + \mathrm{j}X$ reprezintă impedanța totală a liniei și presupunînd toate celelalte tensiuni electromotoare nule, se poate scrie curentul de mers în gol sub forma:

$$\underline{I}_{0AB} = \frac{\underline{\Delta V}_{AB}}{\underline{Z}} = \frac{\Delta V + \mathrm{j}\delta V}{R + \mathrm{j}X} = \frac{R\Delta V + X\delta V}{R^2 + X^2} + \mathrm{j}\,\frac{R\delta V - X\Delta V}{R^2 + X^2} \tag{5.89}$$

sau separînd cele două componente, activă și reactivă:

$$(I_{0AB})_a = \frac{\delta V + \frac{R}{X}\Delta V}{X\left[1+\left(\frac{R}{X}\right)^2\right]}; \quad (I_{0AB})_r = \frac{\Delta V - \frac{R}{X}\delta V}{X\left[1+\left(\frac{R}{X}\right)^2\right]}, \tag{5.90}$$

în care: ΔV reprezintă componenta longitudinală a căderii de tensiune;
δV — componenta transversală a căderii de tensiune.

Din aceste ultime relații se constată că pentru o linie electrică alimentată la două capete ($\underline{U}_A \neq \underline{U}_B$), care funcționează în gol, în ipoteza că $R \ll X$, circulația de curenți activi depinde mai ales de componenta transversală a căderii de tensiune, în timp ce circulația de curenți reactivi este determinată mai ales de componenta longitudinală a căderii de tensiune. Conform figurii 5.20 componenta δV produce un curent aproximativ în fază cu tensiunea $\underline{V}_B$ al cărui sens de circulație va fi de la capătul A la capătul B, deoarece $\underline{V}_A$ este în avans față de $\underline{V}_B$. Componenta ΔV produce un curent defazat aproximativ cu $\frac{\pi}{2}$ în urmă față de tensiunea $\underline{V}_B$ și va circula de la capătul A la capătul B, deoarece $\underline{V}_A > \underline{V}_B$. Această constatare fizică pune în evidență faptul că, în cazul folosirii unor mijloace de reglaj al tensiunii în rețea, se poate acționa asupra celor două componente ΔV și δV, pentru modificarea circulației de curenți sau puteri active și reactive din rețeaua electrică respectivă.

În cazul liniilor electrice de joasă sau de medie tensiune, alimentate la două capete, este necesar ca, la funcționarea în gol circulația de curenți să fie nulă, pentru ca astfel pierderile de energie să fie minime. Din această cauză se recomandă ca $\underline{U}_A = \underline{U}_B$.

Termenul al doilea din ecuațiile (5.87) și (5.88) reprezintă o sumă a curenților debitați de fiecare sursă pentru alimentarea consumatorilor și depinde de valoarea și de locul de conectare a acestora. El poate fi reprezentat prin doi curenți de sarcină $\underline{i}_A$ și $\underline{i}_B$, ca în figura 5.18, *c*, echivalenți curenților de sarcină $\underline{i}_k$, care se conectează în punctele de alimentare A și B. Regula de „aruncare" a curenților de sarcină $\underline{i}_k$ la cele două capete A și B este analoagă cu cea din rezistența materialelor, care se referă la determinarea reacțiunilor pe reazeme, pentru o grindă simplu rezemată, încărcată cu sarcini verticale concentrate. Astfel, pentru determinarea curentului $\underline{i}_A$ se va lua suma momentelor electrice $\underline{Z}'_k \underline{i}_k$ în raport cu punctul B, divizîndu-se această sumă prin impedanța totală a liniei, $\underline{Z}$. În mod asemănător, pentru determinarea curentului $\underline{i}_B$ se va lua suma momentelor

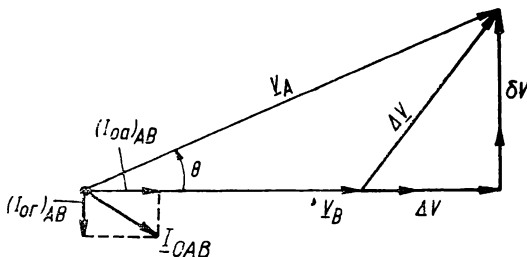


Fig. 5.20. Diagrama fazorială a căderilor de tensiune la o linie alimentată la două capete care funcționează în gol ($V_A \neq V_B$).

electrice $\underline{Z}_k \underline{i}_k$ în raport cu punctul A și se va divide această sumă prin impedanța totală a liniei, $\underline{Z}$.

Dacă sarcinile sînt exprimate prin puteri, repartiția aproximativă a acestora, făcîndu-se abstracție de pierderile de putere, se obține prin înmulțirea relațiilor (5.87) și (5.88) cu $\sqrt{3}\, \underline{U}_n^*$, care se pot pune sub forma:

$$\underline{S}_A = \frac{\underline{U}_A - \underline{U}_B}{\underline{Z}} \underline{U}_n^* + \frac{\sum_1^n \underline{s}_k \underline{Z}_k'}{\underline{Z}};$$
$$\underline{S}_B = \frac{\underline{U}_B - \underline{U}_A}{\underline{Z}} \underline{U}_n^* + \frac{\sum_1^n \underline{s}_k \underline{Z}_k}{\underline{Z}}, \qquad (5.91)$$

unde $\underline{U}_n^* = U_n \cos\theta - \mathrm{j}\, U_n \sin\theta$ reprezintă tensiunea nominală conjugată a liniei.

Relațiile (5.87), (5.88) sau (5.91) permit determinarea distribuției curenților sau puterilor în diferitele tronsoane ale liniei. Urmărind această circulație de la punctele de alimentare spre consumatori, se constată că în general, o parte din consumatori sînt alimentați de la sursa din capătul A, iar o altă parte de la sursa din capătul B. Există un consumator (în cazul figurii 5.18 s-a considerat consumatorul $n-1$), care este alimentat de la ambele capete. Nodul în care este conectat acest consumator are tensiunea cea mai scăzută (căderea de tensiune maximă) și poartă denumirea de *nod de separație a curenților* sau *a puterilor*. În acest nod, notat obișnuit cu semnul ▼, linia se poate secționa obținîndu-se două linii radiale *A,1,2, ...,k* și *B,n,n—1,...,k*, ca în figura 5.19, în care căderile de tensiune și alegerea secțiunilor conductoarelor se face cu relațiile stabilite în cazul liniilor radiale sau arborescente.

Este posibilă obținerea a două noduri de separație, unul pentru curenții sau puterile active și celălalt pentru curenții sau puterile reactive. În acest caz, se recomandă să se calculeze căderile de tensiune corespunzătoare ambelor noduri de separație a curenților sau a puterilor, comparînd rezultatele și marcînd nodul în care tensiunea consumatorului are valoarea minimă.

5.3.1.1. *Linie cu tensiuni egale la ambele capete* ($U_A = U_B$). Curenții de circulație provoacă, independent de modificarea valorii sarcinilor, supraîncărcarea unei surse de alimentare față de cealaltă, mărind astfel pierderile de energie. De aceea, în exploatare se tinde, pe cît posibil, să existe aceeași tensiune la punctele de alimentare, folosindu-se, de exemplu, în rețelele de joasă tensiune, comutarea prizelor transformatoarelor sau dispozitive speciale de reglare a tensiunii.

Dacă tensiunile la capetele de alimentare ale liniei sînt egale în modul și fază, atunci curenții și puterile corespunzătoare surselor de alimentare corespund relațiilor următoare:

$$\underline{I}_A = \frac{\sum_1^n \underline{i}_k \underline{Z}_k'}{\underline{Z}}; \quad \underline{I}_B = \frac{\sum_1^n \underline{i}_k \underline{Z}_k}{\underline{Z}};$$
$$\underline{S}_A = \frac{\sum_1^n \underline{s}_k \underline{Z}_k'}{\underline{Z}}; \quad \underline{S}_B = \frac{\sum_1^n \underline{s}_k \underline{Z}_k}{\underline{Z}}, \qquad (5.92)$$

din care se constată că curentul sau puterea de egalizare este nulă.

Relațiile (5.92) se pot scrie și sub forma generală:

$$\underline{I}_A = (G - \mathrm{j}B)\sum_1^n (i_{ak} - \mathrm{j}i_{rk})(R'_k + \mathrm{j}X'_k);$$
$$\underline{I}_B = (G - \mathrm{j}B)\sum_1^n (i_{ak} - \mathrm{j}i_{rk})(R_k + \mathrm{j}X_k), \qquad (5.93)$$

în care: $\frac{1}{\underline{Z}} = \underline{Y} = G - \mathrm{j}B$ reprezintă admitanța totală a liniei cu componentele ei:

$G = \frac{R}{R^2 + X^2}$ — conductanța liniei;

$B = \frac{X}{R^2 + X^2}$ — susceptanța liniei;

R_k și R'_k — rezistențele tronsoanelor liniei considerate în raport cu punctul de alimentare B, respectiv A;

X_k și X'_k — reactanțele tronsoanelor liniei considerate în raport cu aceleași puncte de alimentare.

Efectuînd calculele și separînd mărimile reale de cele imaginare, se deduc separat componentele, activă și reactivă, ale curenților debitați de sursele din punctele A și B:

$$I_{aA} = G\sum_1^n (i_{ak}R'_k + i_{rk}X'_k) + B\sum_1^n (i_{ak}X'_k - i_{rk}R'_k);$$
$$I_{rA} = -G\sum_1^n (i_{ak}X'_k - i_{rk}R'_k) + B\sum_1^n (i_{ak}R'_k + i_{rk}X'_k);$$
$$I_{aB} = G\sum_1^n (i_{ak}R_k + i_{rk}X_k) + B\sum_1^n (i_{ak}X_k - i_{rk}R_k); \qquad (5.94)$$
$$I_{rB} = -G\sum_1^n (i_{ak}X_k - i_{rk}R_k) + B\sum_1^n (i_{ak}R_k + i_{rk}X_k).$$

Dacă sarcinile sînt exprimate în puteri, atunci expresiile (5.94) devin:

$$P_A = G\sum_1^n (p_kR'_k + q_kX'_k) + B\sum_1^n (p_kX'_k - q_kR'_k);$$
$$Q_A = -G\sum_1^n (p_kX'_k - q_kR'_k) + B\sum_1^n (p_kR'_k + q_kX'_k);$$
$$P_B = G\sum_1^n (p_kR_k + q_kX_k) + B\sum_1^n (p_kX_k - q_kR_k); \qquad (5.95)$$
$$Q_B = -G\sum_1^n (p_kX_k - q_kR_k) + B\sum_1^n (p_kR_k + q_kX_k),$$

în care p_k și q_k reprezintă puterile active și reactive ale sarcinilor.

5.3.1.2. *Linie omogenă.* De cele mai multe ori tronsoanele liniei considerate sînt constituite din conductoare cu aceeaşi secţiune şi din acelaşi material, astfel că impedanţa pe unitatea de lungime este aceeaşi. În acest caz, ecuaţiile care determină repartiţia curenţilor sau a puterilor în linie, devin:

$$\underline{I}_A = \frac{\sum_1^n \underline{i}_k L'_k}{L}; \quad \underline{I}_B = \frac{\sum_1^n \underline{i}_k L_k}{L};$$

$$\underline{S}_A = \frac{\sum_1^n \underline{s}_k L'_k}{L}; \quad \underline{S}_B = \frac{\sum_1^n \underline{s}_k L_k}{L} \qquad (5.96)$$

sau, separînd părţile reale şi cele imaginare

$$I_{aA} = \frac{\sum_1^n i_{ak} L'_k}{L}; \quad I_{aB} = \frac{\sum_1^n i_{ak} L_k}{L};$$

$$I_{rA} = \frac{\sum_1^n i_{rk} L'_k}{L}; \quad I_{rB} = \frac{\sum_1^n i_{rk} L_k}{L};$$

$$P_A = \frac{\sum_1^n p_k L'_k}{L}; \quad P_B = \frac{\sum_1^n p_k L_k}{L}; \qquad (5.97)$$

$$Q_A = \frac{\sum_1^n q_k L'_k}{L}; \quad Q_B = \frac{\sum_1^n q_k L_k}{L},$$

în care produsele de sub semnul $\sum$ reprezintă momentele electrice ale curenţilor sau puterilor faţă de punctele de alimentare.

Relaţiile (5.97) arată că repartiţia sarcinilor active şi reactive se poate determina independent una de alta, ca şi cum ar exista separat două linii: una cu sarcini active şi alta cu sarcini reactive. Distribuţia totală a puterilor rezultă din suprapunerea rezultatelor obţinute în cele două cazuri, totalizînd geometric sarcinile active şi reactive din tronsoane.

5.3.1.3. *Linie cu sarcini pur active.* În acest caz circulaţia curenţilor sau puterilor reiese utilizînd relaţiile (5.96) sub forma:

$$I_A = \frac{\sum_1^n i_k L'_k}{L}; \quad I_B = \frac{\sum_1^n i_k L_k}{L};$$

$$P_A = \frac{\sum_1^n p_k L'_k}{L}; \quad P_B = \frac{\sum_1^n p_k L_k}{L}, \qquad (5.98)$$

în care s-a presupus că reţeaua este omogenă.

Aceleaşi relaţii corespund şi cazului în care nu se ţine seama de reactanţa liniei, cu menţiunea că intervin numai componentele active ale curenţilor de sarcină.

Observaţie. Se poate indica următorul mod de efectuare a calculelor pentru determinarea căderilor de tensiune în liniile alimentate la două capete:

— se determină circulaţia curenţilor sau a puterilor şi punctul de separare al acestora, în care linia poate fi artificial secţionată, obţinîndu-se două linii radiale simple, independente una de alta;

— se determină căderea de tensiune maximă în timpul funcţionării normale, a oricăreia din liniile radiale şi cu tensiuni egale în punctul de alimentare. Dacă tensiunile din punctele de alimentare sînt diferite, căderea de tensiune maximă se va produce în acea linie radială, care va fi alimentată de la sursa cu tensiunea mai înaltă;

— dacă există două puncte de separare, corespunzătoare curenţilor sau puterilor active şi reactive, este necesar să se calculeze căderea de tensiune pînă la ambele puncte şi să se compare rezultatele;

— se poate determina şi căderea de tensiune maximă în reţea, în cazul cel mai grav, cînd la unul din punctele de alimentare dispare tensiunea sau cînd se deconectează un sector dintr-un cap al liniei.

5.3.2. *Reţele buclate*

De cele mai multe ori alimentarea consumatorilor se face de la reţele buclate cu configuraţii complexe, care prezintă noduri şi bucle. Unele dintre noduri reprezintă puncte de injecţie (surse de energie), iar altele, puncte de consum. În astfel de reţele electrice, determinarea circulaţiei puterilor se face fie prin aplicarea *metodei transfigurărilor*, fie prin *rezolvarea unui număr de ecuaţii egal cu numărul necunoscutelor*, deduse cu ajutorul legilor cunoscute din electrotehnică.

5.3.2.1. *Metoda transfigurării reţelei.* Aplicarea acestei metode presupune transformarea schemei reţelei buclate date, pînă se ajunge la cele mai simple scheme, de exemplu, la o linie alimentată la două capete sau la un singur capăt, pentru care determinarea distribuţiei curenţilor nu întîmpină dificultăţi. După determinarea acestei distribuţii, se determină prin transformări inverse, distribuţia curenţilor atît în schemele intermediare, cît şi în cea iniţială. Nodurile de separaţie a curenţilor reprezintă puncte de tensiune minimă, în care reţeaua se poate secţiona, obţinînd mai multe reţele radiale sau arborescente, în care determinarea căderilor de tensiune şi alegerea secţiunii tronsoanelor se face conform celor indicate în subcapitolele 5.1 şi 5.2.

Avantajul acestei metode constă în eliminarea unor calcule laborioase, ceea ce face ca ea să se folosească pe scară largă, atît în calculul calculaţiei curenţilor din reţelele buclate, cît şi la rezolvarea problemelor legate de determinarea curenţilor de scurtcircuit. Aplicarea ei se bazează pe utilizarea unor reguli de reducere a reţelelor, care se indică mai jos.

A. Compunerea ramurilor cu tensiuni de alimentare diferite

Se consideră ramurile A, B, C ale reţelei din figura 5.21 care au un punct comun O şi tensiuni diferite $\underline{V}_A$, $\underline{V}_B$, $\underline{V}_C$ la capete. Aceste ramuri se pot înlocui printr-o singură ramură echivalentă, care are admitanţa $\underline{Y}_E$

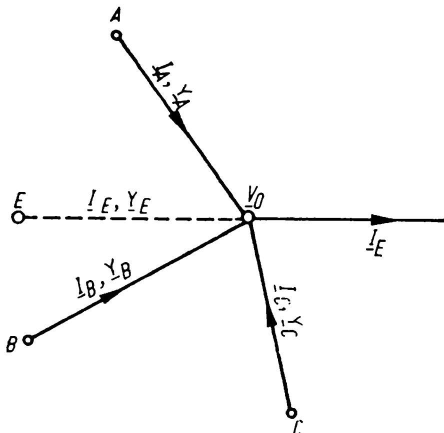


Fig. 5.21. Rețea ramificată cu trei surse de alimentare.

și tensiunea $\underline{V}_E$ la capătul E. Pentru a determina mărimile echivalente $\underline{V}_E$ și $\underline{Y}_E$, se scriu relațiile de echivalență între schema reală cu trei ramuri și cea echivalentă cu o singură ramură, adică:

$$\underline{I}_E = \underline{I}_A + \underline{I}_B + \underline{I}_C;$$

$$(\underline{V}_E - \underline{V}_O)\underline{Y}_E = (\underline{V}_A - \underline{V}_O)\underline{Y}_A + (\underline{V}_B - \underline{V}_O)\underline{Y}_B + (\underline{V}_C - \underline{V}_O)\underline{Y}_C. \tag{5.99}$$

Din aceste relații rezultă că:

$$\underline{Y}_E = \underline{Y}_A + \underline{Y}_B + \underline{Y}_C;$$

$$\underline{V}_E = \frac{\underline{V}_A \cdot \underline{Y}_A + \underline{V}_B \cdot \underline{Y}_B + \underline{V}_C \cdot \underline{Y}_C}{\underline{Y}_A + \underline{Y}_B + \underline{Y}_C} \tag{5.100}$$

sau, în general, în cazul mai multor ramuri:

$$\underline{Y}_E = \sum_1^n \underline{Y}_k; \quad \underline{V}_E = \frac{\sum_1^n \underline{V}_k \underline{Y}_k}{\sum_1^n \underline{Y}_k}. \tag{5.101}$$

La transformări inverse însă, se cunoaște curentul echivalent și se cere să se determine curenții care trec prin ramurile rețelei inițiale, netransfigurate.

În acest caz, se scriu expresiile căderilor de tensiune:

$$\underline{V}_A - \underline{V}_O = \frac{\underline{I}_A}{\underline{Y}_A}; \quad \underline{V}_B - \underline{V}_O = \frac{\underline{I}_B}{\underline{Y}_B}; \quad \underline{V}_C - \underline{V}_O = \frac{\underline{I}_C}{\underline{Y}_C}; \quad \underline{V}_E - \underline{V}_O = \frac{\underline{I}_E}{\underline{Y}_E}.$$

Din ultima relație se poate determina tensiunea nodului O, sub forma:

$$\underline{V}_O = \underline{V}_E - \frac{\underline{I}_E}{\underline{Y}_E},$$

care înlocuită în celelalte trei ecuații, permite determinarea curenților din ramuri:

$$\underline{I}_A = \underline{I}_E \frac{\underline{Y}_A}{\underline{Y}_E} + (\underline{V}_A - \underline{V}_E)\underline{Y}_A; \quad \underline{I}_B = \underline{I}_E \frac{\underline{Y}_B}{\underline{Y}_E} + (\underline{V}_B - \underline{V}_E)\underline{Y}_B;$$

$$\underline{I}_C = \underline{I}_E \frac{\underline{Y}_C}{\underline{Y}_E} + (\underline{V}_C - \underline{V}_E)\underline{Y}_C. \tag{5.102}$$

Evident că dacă tensiunile ramurilor sînt egale, relațiile (5.99) și (5.101) rămîn valabile, cu observația că tensiunea ramurii echivalente este egală cu cea a ramurilor componente. În acest caz, în relațiile (5.102) dispare termenul al doilea al părții din dreapta.

Dacă sarcinile sînt exprimate prin puteri, ecuațiile pentru determinarea repartiției acestora se obțin din (5.102) prin înmulțirea acestora cu 3 $\underline{V}_0$, adică:

$$\underline{S}_A = \underline{S}_E \frac{\underline{Y}_A}{\underline{Y}_E} + 3\underline{V}_O (\underline{V}_A - \underline{V}_E)\underline{Y}_A ; \ \underline{S}_B = \underline{S}_E \frac{\underline{Y}_B}{\underline{Y}_B} + 3\underline{V}_O(\underline{V}_B - \underline{V}_E)\underline{Y}_B ;$$

$$\underline{S}_C = \underline{S}_E \frac{\underline{Y}_C}{\underline{Y}_E} + 3\underline{V}_O(\underline{V}_C - \underline{V}_E)\underline{Y}_C. \tag{5.103}$$

Aceste ecuații nu permit însă cunoașterea puterilor $\underline{S}_A$, $\underline{S}_B$ și $\underline{S}_C$ decît dacă este dată mărimea $\underline{V}_O$. În practică, pentru calcularea tensiunii $\underline{V}_O$ a nodului O, se utilizează metode de aproximație sau se consideră că aceasta corespunde tensiunii nominale a rețelei.

B. Aruncarea sarcinilor la noduri

Compunerea ramurilor în paralel este posibilă numai dacă de-a lungul acestora nu există derivații cu sarcini suplimentare, sarcinile fiind situate numai la capete. Dacă ele sînt conectate oriunde de-a lungul ramurilor, se procedează mai întîi la aruncarea lor la capete, cu condiția menținerii aceleiași căderi de tensiune, atît în schema inițială, cît și în schema transformată.

În figura 5.18, *c*, de exemplu, curenții de sarcină $\underline{i}_k$ au fost aruncați la capete, folosind regula momentelor din rezistența materialelor, obținîndu-se că:

$$\underline{i}_A = \frac{\sum_1^n \underline{i}_k \underline{Z}_{Bk}}{\underline{Z}} \text{ și } \underline{i}_B = \frac{\sum_1^n \underline{i}_k \underline{Z}_{Ak}}{\underline{Z}}, \tag{5.104}$$

în care $\underline{Z}_{Bk}$ și $\underline{Z}_{Ak}$ reprezintă impedanțele măsurate de la cele două capete B și A, pînă la punctele de conectare a curenților de sarcină $\underline{i}_k$.

Trebuie observat că, transfigurarea rețelei prin mutarea sarcinilor la noduri nu conservă pierderile de putere activă și reactivă din rețea. Dacă se consideră, de exemplu, schema din figura 5.18, *c*, echivalentă celei din figura 5.18, *b*, în ipoteza că $\underline{U}_A = \underline{U}_B$, pe artera electrică AB, nu mai circulă nici un curent, adică în acest caz, pierderile de putere în rețeaua considerată sînt nule. Această situație nu corespunde schemei inițiale din figura 5.18, *b*, unde pe artera considerată între nodurile A și $(n-1)$ și B și $(n-1)$, circulă curenți, care produc pierderi de putere activă și reactivă.

Trebuie menționat însă că puterea injectată din exterior în linia electrică este constantă pentru cele două scheme electrice considerate în figura 5.18, *b* și 5.18, *c*, deoarece intensitățile curenților și tensiunilor de la borne rămîn neschimbate. Compensarea bilanțului puterilor din schema finală, față de

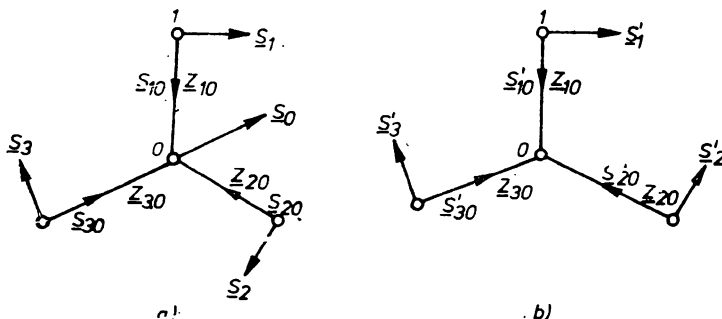


Fig. 5.22. Rețea sub formă de stea cu sarcină în nodul stelei:
a — rețeaua inițială; *b* — rețeaua transfigurată.

cea inițială este determinată de faptul că mutarea consumatorilor din nodurile *k*, în nodurile *A* și *B* se face respectînd condițiile $\underline{U}_A \neq \underline{U}_k(\underline{U}_A > \underline{U}_k)$ și $\underline{U}_B \neq \underline{U}_k(\underline{U}_B > \underline{U}_k)$.

Ținînd seama de aceste precizări și de condiția egalității căderilor de tensiune în ramurile inițiale și transfigurate, se pot arunca sarcinile la capetele ramurilor unei rețele mai complexe.

Fie, de exemplu, rețeaua sub forma unei stele cu trei brațe, ca în figura 5.22, care are o sarcină conectată în nodul *O*, ce trebuie aruncată la capete, în vederea transfigurării rețelei.

Se presupune că în rețeaua inițială, prin laturile acesteia treceau puterile $\underline{S}_{10}$, $\underline{S}_{20}$, $\underline{S}_{30}$, care erau condiționate, pe de o parte de sarcina $\underline{S}_O$, conectată în punctul *O*, iar pe de altă parte de diferența dintre tensiunile punctelor *1, 2, 3*.

Ținînd seama de condiția de menținere a căderilor de tensiune constante, în rețeaua inițială și în cea transformată, reiese că:

$$\begin{aligned} \underline{S}_{10}\cdot\underline{Z}_{10} - \underline{S}_{20}\cdot\underline{Z}_{20} &= \underline{S}'_{10}\cdot\underline{Z}_{10} - \underline{S}'_{20}\cdot\underline{Z}_{20}; \\ \underline{S}_{20}\cdot\underline{Z}_{20} - \underline{S}_{30}\cdot\underline{Z}_{30} &= \underline{S}'_{20}\cdot\underline{Z}_{20} - \underline{S}'_{30}\cdot\underline{Z}_{20}; \\ \underline{S}_{30}\cdot\underline{Z}_{30} - \underline{S}_{10}\cdot\underline{Z}_{10} &= \underline{S}'_{30}\cdot\underline{Z}_{30} - \underline{S}'_{10}\cdot\underline{Z}_{10} \end{aligned} \tag{5.105}$$

sau:

$$\underline{S}_{1n}\cdot\underline{Z}_{10} = \underline{S}_{2n}\cdot\underline{Z}_{20} = \underline{S}_{3n}\cdot\underline{Z}_{30}, \tag{5.106}$$

în care $\underline{S}_{1n}$, $\underline{S}_{2n}$, $\underline{S}_{3n}$ reprezintă sarcinile suplimentare din punctele *1, 2, 3* rezultate prin mutarea sarcinii $\underline{S}_0$, egale cu diferența puterilor din laturile rețelei inițiale și a celei transformate.

Din relațiile (5.106) se determină:

$$\underline{S}_{2n} = \underline{S}_{1n}\cdot\frac{\underline{Z}_{10}}{\underline{Z}_{20}}; \quad \underline{S}_{3n} = \underline{S}_{1n}\cdot\frac{\underline{Z}_{10}}{\underline{Z}_{30}} \tag{5.107}$$

și ținînd seama că:

$$\underline{S}_{1n} + \underline{S}_{2n} + \underline{S}_{3n} = \underline{S}_0 \tag{5.108}$$

rezultă:

$$\underline{S}_{1n} = \underline{S}_0 \frac{\underline{Y}_{10}}{\sum_1^n \underline{Y}_{k0}}; \quad \underline{S}_{2n} = \underline{S}_0 \frac{\underline{Y}_{20}}{\sum_1^n \underline{Y}_{k0}}; \quad \underline{S}_{3n} = \underline{S}_0 \frac{\underline{Y}_{30}}{\sum_1^n \underline{Y}_{k0}}. \tag{5.109}$$

La același rezultat se ajunge dacă se aplică direct ecuațiile (5.92), în care numitorul reprezintă impedanța totală a rețelei, la capătul căreia se află conectată sarcina $\underline{S}_0$. În acest caz, ecuațiile (5.106) ale căderilor de tensiune se completează sub forma:

$$\underline{S}_{1n} \cdot \underline{Z}_{10} = \underline{S}_{2n} \cdot \underline{Z}_{20} = \underline{S}_{3n} \cdot \underline{Z}_{30} = \underline{S}_0 \cdot \underline{Z}_E \tag{5.110}$$

și deci:

$$\underline{S}_{1n} = \underline{S}_0 \frac{\underline{Z}_E}{\underline{Z}_{10}}; \quad \underline{S}_{2n} = \underline{S}_0 \frac{\underline{Z}_E}{\underline{Z}_{30}}; \quad \underline{S}_{3n} = \underline{S}_0 \frac{\underline{Z}_E}{\underline{Z}_{30}}, \tag{5.111}$$

în care $\underline{Z}_E$ este impedanța rezultată din punerea în paralel a impedanțelor $\underline{Z}_{10}$, $\underline{Z}_{20}$, $\underline{Z}_{30}$ ale brațelor rețelei. Se determină că:

$$\begin{aligned}
\underline{S}_{1n} &= \underline{S}_0 \frac{\underline{Z}_{20} \cdot \underline{Z}_{30}}{\underline{Z}_{10} \cdot \underline{Z}_{20} + \underline{Z}_{10} \cdot \underline{Z}_{30} + \underline{Z}_{20} \cdot \underline{Z}_{30}}; \\
\underline{S}_{2n} &= \underline{S}_0 \frac{\underline{Z}_{10} \cdot \underline{Z}_{30}}{\underline{Z}_{10} \cdot \underline{Z}_{20} + \underline{Z}_{10} \cdot \underline{Z}_{30} + \underline{Z}_{20} \cdot \underline{Z}_{30}}; \\
\underline{S}_{3n} &= \underline{S}_0 \frac{\underline{Z}_{10} \cdot \underline{Z}_{20}}{\underline{Z}_{10} \cdot \underline{Z}_{20} + \underline{Z}_{10} \cdot \underline{Z}_{30} + \underline{Z}_{20} \cdot \underline{Z}_{30}},
\end{aligned} \tag{5.112}$$

relații care, după transformări devin identice cu (5.109).

Cînd rețeaua este omogenă, adică conductoarele sînt confecționate din același material și au aceeași secțiune, în relațiile de transformare impedanțele se înlocuiesc prin lungimile corespunzătoare. Dacă laturile rețelelor nu au aceeași secțiune, atunci se raportează diferitele secțiuni la o singură secțiune (mai frecventă). Acest lucru se face punînd condiția menținerii constante a valorilor rezistenței (se consideră reactanța inductivă aceeași). Conductorul care are rezistența $R_1 = \rho \frac{l_1}{s_1}$ se înlocuiește printr-un conductor cu aceeași rezistență, însă care are secțiunea s și lungimea l, adică:

$$R_1 = \rho \frac{l_1}{s_1} = \rho \frac{l}{s},$$

de unde rezultă lungimea raportată a conductorului:

$$l = l_1 \frac{s}{s_1}.$$

C. Transfigurarea unei rețele cu conexiunea stea într-una cu conexiunea triunghi. Din electrotehnică se cunoaște că o rețea formată din trei impe-

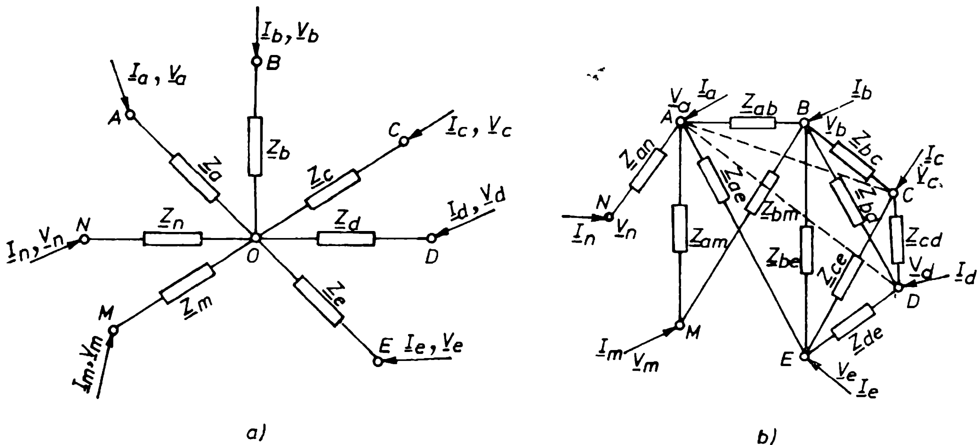


Fig. 5.23. Rețea stelată cu n brațe și transfigurată în poligon.

danțe conectate în stea, poate fi înlocuită prin trei impedanțe conectate în triunghi și reciproc. Prima proprietate poate fi extinsă la un număr oarecare de laturi.

Într-adevăr, fie rețeaua din figura 5.23 cu n borne A, B, C,..., N, care conține n impedanțe conectate în stea. Rețeaua poate fi transfigurată într-un poligon cu $\frac{n(n-1)}{2}$ impedanțe, legînd două cîte două toate bornele sale.

Deoarece cele două rețele, inițială și transfigurată, sînt echivalente, rezultă că tensiunile aplicate la capete $\underline{V}_a$, $\underline{V}_b$,..., $\underline{V}_n$ și curenții $\underline{I}_a$, $\underline{I}_b$,..., $\underline{I}_n$ care pătrund în bornele respective, trebuie să aibă aceleași valori în cele două cazuri. Dacă $\underline{V}_0$ reprezintă tensiunea nodului corespunzător centrului stelei, atunci curenții din laturile acesteia sînt exprimați prin relația generală:

$$\underline{I}_k = \frac{\underline{V}_k - \underline{V}_0}{\underline{Z}_k} \tag{5.113}$$

și se pot determina numai dacă se cunoaște $\underline{V}_0$.

Conform primei teoreme a lui Kirchhoff se poate scrie:

$$\sum_1^n \underline{I}_k = \sum_1^n \frac{\underline{V}_k}{\underline{Z}_k} - \underline{V}_0 \sum_1^n \frac{1}{\underline{Z}_k} = 0, \tag{5.114}$$

de unde rezultă că:

$$\underline{V}_0 = \underline{Z}_e \sum_1^n \frac{\underline{V}_k}{\underline{Z}_k}, \tag{5.115}$$

în care $\sum_1^n \frac{1}{\underline{Z}_k} = \frac{1}{\underline{Z}_e}$ este impedanța echivalentă rezultată prin punerea în paralel a tuturor brațelor stelei.

Introducînd relația (5.115) în (5.113) se determină:

$$\underline{I}_k = \frac{\underline{V}_k}{\underline{Z}_k} - \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_k} \sum_1^n \frac{\underline{V}_k}{\underline{Z}_k}. \tag{5.116}$$

În ultima ecuație se poate izola în semnul $\sum$ termenul care corespunde bornei k. Astfel se poate scrie că:

$$\sum_1^n \frac{\underline{V}_k}{\underline{Z}_k} = \frac{\underline{V}_k}{\underline{Z}_k} + \sum{}' \frac{\underline{V}_j}{\underline{Z}_j}, \tag{5.117}$$

în care $\sum{}'$ este extinsă la toți indicii $j \neq k$.

Expresia generală (5.113) a curentului care intră în borna k a rețelei cu n brațe conectate în stea, devine:

$$\underline{I}_k = \underline{V}_k \left(\frac{1}{\underline{Z}_k} - \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_k^2} \right) - \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_k} \sum_1^n{}' \frac{\underline{V}_j}{\underline{Z}_j} : \tag{5.118}$$

În rețeaua transfigurată dată în figura 5.23, b curenții din laturi se pot exprima prin relația generală:

$$\underline{I}_{kj} = \frac{\underline{V}_k - \underline{V}_j}{\underline{Z}_{kj}}. \tag{5.119}$$

În nodul k al acestei rețele pătrunde curentul $\underline{I}_k$ a cărui valoare este:

$$\underline{I}_k = \sum{}' \frac{\underline{V}_k - \underline{V}_j}{\underline{Z}_{kj}} = \underline{V}_k \sum{}' \frac{1}{\underline{Z}_{kj}} - \sum{}' \frac{\underline{V}_j}{\underline{Z}_{kj}}, \tag{5.120}$$

unde sumele $\sum{}'$ se extind la toți indicii $j \neq k$.

Identificînd relațiile (5.118) și (5.120) deduse pentru rețeaua inițială și cea transfigurată, rezultă că trebuie să fie îndeplinite simultan condițiile:

$$\sum{}' \frac{1}{\underline{Z}_{kj}} = \frac{1}{\underline{Z}_k} - \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_k^2}; \qquad \sum{}' \frac{\underline{V}_j}{\underline{Z}_{kj}} = \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_k} \sum_1^n{}' \frac{\underline{V}_j}{\underline{Z}_j}. \tag{5.121}$$

Este evident că ultima condiție este îndeplinită numai dacă pentru fiecare valoare a lui j este satisfăcută relația:

$$\frac{1}{\underline{Z}_{kj}} = \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_k \cdot \underline{Z}_j}. \tag{5.122}$$

Se poate constata că prima condiție din (5.121) este o consecință a condiției a doua din (5.121) și a ecuației (5.122).

Într-adevăr, calculînd $\sum{}' \frac{1}{\underline{Z}_{kj}}$, plecînd de la ecuația (5.122), se obține:

$$\sum{}' \frac{1}{\underline{Z}_{kj}} = \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_k} \left(\frac{1}{\underline{Z}_1} + \frac{1}{\underline{Z}_2} + \dots + \frac{1}{\underline{Z}_n} - \frac{1}{\underline{Z}_k} \right) = \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_k} \left(\frac{1}{\underline{Z}_e} - \frac{1}{\underline{Z}_k} \right) = \frac{1}{\underline{Z}_k} - \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_k^2},$$

adică tocmai prima condiție din (5.121).

Din cele enunțate, rezultă că o schemă în stea poate fi totdeauna înlocuită printr-o schemă în poligon, valoarea impedanțelor $\underline{Z}_{kj}$ care leagă două noduri ale poligonului fiind definită de relația (5.122).

Transformarea inversă a unei rețele în poligon într-o schemă în stea nu este în general posibilă. În acest caz există $\frac{n(n-1)}{2}$ relații de forma (5.122) pentru determinarea celor n impedanțe $\underline{Z}_k$, adică numărul ecuațiilor este mai mare decît al necunoscutelor. Condiția $\frac{n(n-1)}{2} = n$ este satisfăcută numai în poligonul cu trei laturi, adică transformarea inversă este posibilă numai în cazul unei rețele în triunghi.

Aplicații ale condiției generale (5.122)

a. *Transfigurarea stea-triunghi.* Fie cele două rețele din figura 5.24, una formată din trei impedanțe montate în stea și alta formată din trei impedanțe montate în triunghi. Aplicînd condiția (5.122) rezultă că cele două scheme vor fi echivalente, dacă:

$$\frac{1}{\underline{Z}_{12}} = \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_1\underline{Z}_2}; \quad \frac{1}{\underline{Z}_{13}} = \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_3}; \quad \frac{1}{\underline{Z}_{23}} = \frac{\underline{Z}_e}{\underline{Z}_2 \cdot \underline{Z}_3}.$$

Ținînd seama că:

$$\underline{Z}_e = \frac{\underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_2 \cdot \underline{Z}_3}{\underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_2 + \underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_3 + \underline{Z}_2 \cdot \underline{Z}_3},$$

rezultă:

$$\underline{Z}_{12} = \underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 + \frac{\underline{Z}_1\underline{Z}_2}{\underline{Z}_3}; \quad \underline{Z}_{23} = \underline{Z}_2 + \underline{Z}_3 + \frac{\underline{Z}_2\underline{Z}_3}{\underline{Z}_1};$$

$$\underline{Z}_{31} = \underline{Z}_3 + \underline{Z}_1 + \frac{\underline{Z}_3\underline{Z}_1}{\underline{Z}_2}. \tag{5.123}$$

Dacă se dau impedanțele rețelei în triunghi, atunci se determină impedanțele rețelei transfigurate în stea, cu relațiile:

$$\underline{Z}_1 = \frac{\underline{Z}_{12} \cdot \underline{Z}_{13}}{\underline{Z}_{12} + \underline{Z}_{13} + \underline{Z}_{23}}; \quad \underline{Z}_2 = \frac{\underline{Z}_{23} \cdot \underline{Z}_{21}}{\underline{Z}_{12} + \underline{Z}_{13} + \underline{Z}_{23}};$$

$$\underline{Z}_3 = \frac{\underline{Z}_{31} \cdot \underline{Z}_{32}}{\underline{Z}_{12} + \underline{Z}_{13} + \underline{Z}_{23}}. \tag{5.124}$$

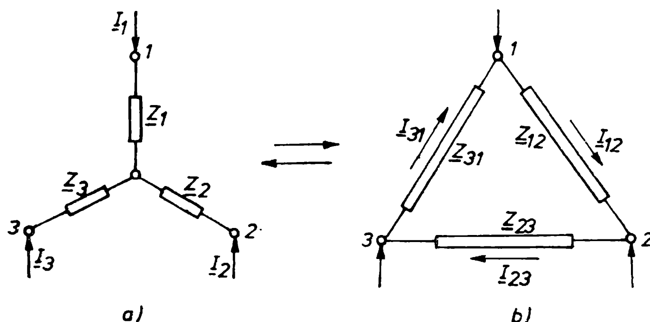


Fig. 5.24. Rețea stelată cu trei brațe, transfigurată în rețea sub formă de triunghi.

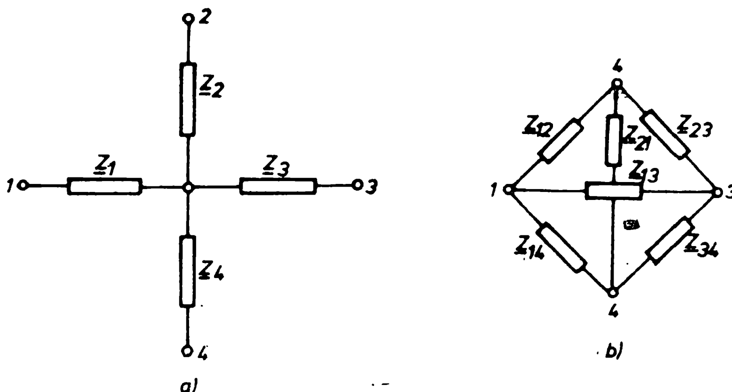


Fig. 5.25. Rețea stelată cu patru brațe transfigurată în poligon.

La același rezultat sintetizat în relațiile (5.123) și (5.124) s-ar fi ajuns, dacă se punea condiția de echivalență a celor două scheme, adică impedanțele măsurate la cele trei perechi de borne *1—2*, *2—3* și *3—1* ale rețelei în formă de stea, să fie egale cu impedanțele măsurate, la aceleași perechi de borne, ale rețelei în formă de triunghi. Cu notațiile din figura 5.24 se pot scrie relațiile:

$$\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 = (\underline{Z}_{23} + \underline{Z}_{31}) \parallel \underline{Z}_{12}; \ \underline{Z}_2 + \underline{Z}_3 = (\underline{Z}_{31} + \underline{Z}_{12}) \parallel \underline{Z}_{23};$$

$$\underline{Z}_3 + \underline{Z}_1 = (\underline{Z}_{21} + \underline{Z}_{23}) \parallel \underline{Z}_{13}, \tag{5.125}$$

a căror rezolvare permite obținerea relațiilor (5.123) și (5.124). Curenții din ramurile rețelei în formă de stea și din cele ale rețelei în formă de triunghi sînt legați prin relațiile:

$$\underline{I}_1 = \underline{I}_{12} - \underline{I}_{31}; \ \underline{I}_2 = \underline{I}_{23} - \underline{I}_{12}; \ \underline{I}_3 = \underline{I}_{31} - \underline{I}_{23}$$

și

$$\underline{I}_{12} = \frac{\underline{Z}_1\underline{I}_1 - \underline{Z}_2\underline{I}_2}{\underline{Z}_{12}}; \quad \underline{I}_{23} = \frac{\underline{Z}_2\underline{I}_2 - \underline{Z}_3\underline{I}_3}{\underline{Z}_{23}};$$

$$\underline{I}_{31} = \frac{\underline{Z}_3\underline{I}_3 - \underline{Z}_1\underline{I}_1}{\underline{Z}_{31}}.$$

b. *Transfigurarea unei stele cu patru laturi.* Rețeaua cu patru ramuri montate în stea, ca în figura 5.25, se poate transforma într-un poligon, ale cărui impedanțe conform condiției (5.122) sînt date de relațiile:

$$\underline{Z}_{12} = \frac{\underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_2}{\underline{Z}_e} = \underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 + \underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_2/(\underline{Z}_3 \parallel \underline{Z}_4);$$

$$\underline{Z}_{23} = \frac{\underline{Z}_2 \cdot \underline{Z}_3}{\underline{Z}_e} = \underline{Z}_2 + \underline{Z}_3 + \underline{Z}_2 \cdot \underline{Z}_3/(\underline{Z}_1 \parallel \underline{Z}_4);$$

$$\underline{Z}_{34} = \frac{\underline{Z}_3 \cdot \underline{Z}_4}{\underline{Z}_e} = \underline{Z}_3 + \underline{Z}_4 + \underline{Z}_3 \cdot \underline{Z}_4/(\underline{Z}_1 \parallel \underline{Z}_2); \tag{5.126}$$

$$\underline{Z}_{14} = \frac{\underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_4}{\underline{Z}_e} = \underline{Z}_1 + \underline{Z}_4 + \underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_4/(\underline{Z}_2 \parallel \underline{Z}_3);$$

$$\underline{Z}_{13} = \frac{\underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_3}{\underline{Z}_e} = \underline{Z}_1 + \underline{Z}_3 + \underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_3/(\underline{Z}_2 \parallel \underline{Z}_4); \qquad (5.126)$$

$$\underline{Z}_{24} = \frac{\underline{Z}_2 \cdot \underline{Z}_4}{\underline{Z}_e} = \underline{Z}_2 + \underline{Z}_4 + \underline{Z}_2 \cdot \underline{Z}_4/(\underline{Z}_1 \parallel \underline{Z}_3).$$

Aplicînd condiția (5.122), orice stea cu n laturi se poate transfigura într-un poligon cu $\frac{n(n-1)}{2}$ laturi, transformarea inversă nefiind posibilă decît în cazul triunghiului.

5.3.2.2. *Metoda curenților ciclici și a tensiunilor nodale.* Se cunoaște din electrotehnică că circulația de curenți prin laturile unei rețele de curent alternativ care conține l laturi și N noduri se poate afla prin *metoda curenților ciclici* sau prin *metoda tensiunilor nodale.*

În metoda curenților ciclici se alege un număr de $l - N + 1$ circuite independente. Fiecare circuit sau contur independent se consideră parcurs de un curent de contur al cărui sens ales arbitrar determină sensul pozitiv al conturului respectiv. Suma tuturor tensiunilor electromotoare care intră în conturul k se notează cu $\underline{E}_{kk}$. În această sumă tensiunile electromotoare al căror sens coincide cu sensul conturului intră cu semnul plus, iar cele al căror sens nu coincide cu sensul conturului intră cu semnul minus. Suma tuturor impedanțelor care intră în conturul k se notează cu $\underline{Z}_{kk}$ și constituie impedanța proprie a conturului, iar suma impedanțelor comune contururilor j și k se notează cu $\underline{Z}_{jk}$ și constituie impedanța de transfer între contururile j și k. Impedanța de transfer $\underline{Z}_{jk}$ se consideră cu semnul plus dacă curenții contururilor j și k o parcurg în același sens și cu semnul minus dacă cei doi curenți o parcurg în sensuri contrare.

În rețeaua din figura 5.26, alegînd ca circuite independente circuitele *2012, 1301, 3023* și aplicînd regulile de mai sus, se obține următorul sistem de ecuații în metoda curenților ciclici:

$$\begin{aligned} &(\underline{z}_{10} + \underline{z}_{20} + \underline{z}_{12})\, \underline{I}_{c1} + \underline{z}_{10}\, \underline{I}_{c2} - \underline{z}_{20}\, \underline{I}_{c3} = \underline{E}_{10} \\ &\underline{z}_{10}\, \underline{I}_{c1} + (\underline{z}_{10} + \underline{z}_{30} + \underline{z}_{13})\, \underline{I}_{c2} + \underline{z}_{30}\, \underline{I}_{c3} = \underline{E}_{10} - \underline{E}_{30}; \\ &- \underline{z}_{20}\, \underline{I}_{c1} + \underline{z}_{30}\, \underline{I}_{c2} + (\underline{z}_{30} + \underline{z}_{20} + \underline{z}_{23})\, \underline{I}_{c3} = - \underline{E}_{30} \end{aligned} \qquad (5.127)$$

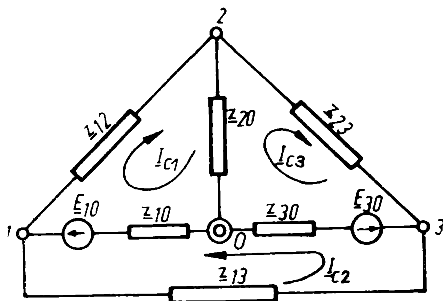


Fig. 5.26. Schema electrică a unei rețele.

sau sub formă matricială:

$$[\underline{Z}_{cc}]\ [\underline{I}_c] = [\underline{E}_c], \qquad (5.128)$$

în care: $\underline{Z}_{cc}$ reprezintă matricea impedanțelor circuitelor independente, pătratică și simetrică:

		c$_1$	c$_2$	c$_3$	
	c$_1$	$_{11} = \underline{z}_{10} + \underline{z}_{20} + \underline{z}_{12}$	$\underline{Z}_{12} = \underline{z}_{10}$	$\underline{Z}_{13} = \underline{z}_{20}$	
$\underline{Z}_{cc} =$	c$_2$	$\underline{Z}_{21} = \underline{z}_{10}$	$\underline{Z}_{22} = \underline{z}_{10} + \underline{z}_{30} + \underline{z}_{13}$	$\underline{Z}_{23} = \underline{z}_{30}$	;
	c$_3$	$\underline{Z}_{31} = -\underline{z}_{20}$	$\underline{Z}_{32} = \underline{z}_{30}$	$\underline{Z}_{33} = \underline{z}_{30} + \underline{z}_{20} + \underline{z}_{23}$	

(5.129, *a*)

$[\underline{I}_c]$ — matricea coloană a curenților ciclici sau de contur:

$[\underline{I}_c] =$	
	$\underline{I}_{c1}$
	$\underline{I}_{c2}$
	$\underline{I}_{c3}$

; (5.129, *b*)

$[\underline{E}_c]$ — matricea coloană a tensiunilor electromotoare de contur:

$[\underline{E}_c] =$	
	$\underline{E}_{c1} = \underline{E}_{10}$
	$\underline{E}_{c2} = -\underline{E}_{30} + \underline{E}_{10}$
	$\underline{E}_{c3} = -\underline{E}_{30}$

. (5.129, *c*)

Se rezolvă ecuația matriceală (5.128) în raport cu necunoscutele $[\underline{I}_c]$. Se determină apoi curenții din laturi, știind că curentul dintr-o latură oarecare rezultă din însumarea algebrică a curenților ciclici care parcurg latura respectivă. Cunoscînd curenții ce străbat impedanțele diverselor laturi, se pot afla și căderile de tensiune corespunzătoare, respectiv tensiunile la bornele laturilor.

Într-o rețea electrică, tensiunile nodurilor se definesc față de un nod oarecare ales ca nod de referință și notat cu indicele zero. În rețeaua ce conține N noduri, prin alegerea unui nod de referință și a valorii corespunzătoare a tensiunii acestuia, rezultă n noduri independente, respectiv n tensiuni independente, astfel încît $N = n \bigcup 0$. Pentru determinarea circulației de curenți prin laturi este suficient să se cunoască tensiunile nodurilor independente. Tensiunea dintre două noduri oarecare j și k sau căderea de tensiune pe latura $j - k$ se determină din relația $\underline{U}_{jk} = \underline{U}_{j0} - \underline{U}_{k0}$, iar curentul din latura $j - k$, în cazul mai general în care latura conține și o sursă de tensiune electromotoare (fig. 5.27, *a*) se determină din relația:

$$\underline{I}_{jk} = \frac{\underline{E}_{jk} + \underline{U}_{jk}}{\underline{z}_{jk}} = \underline{y}_{jk}(\underline{E}_{jk} + \underline{U}_{jk}) = \underline{y}_{jk}(\underline{E}_{jk} + \underline{U}_{j0} - \underline{U}_{k0}), \qquad (5.130)$$

în care: $= \underline{y}_{jk} = \dfrac{1}{\underline{z}_{jk}}$ reprezintă admitanța laturii jk, iar $\underline{E}_{jk}$ tensiunea electromotoare din latura jk.

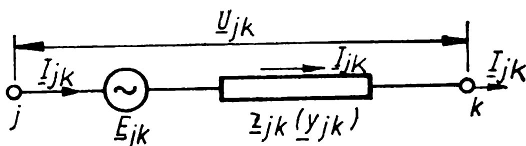
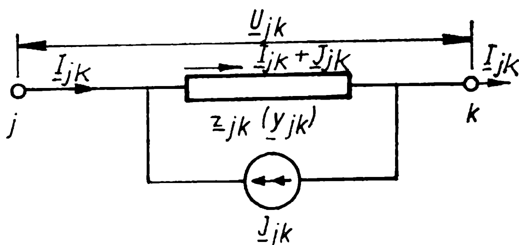
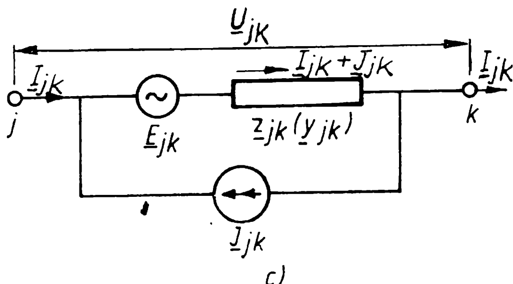


Fig. 5.27. Reprezentarea laturilor unei rețele electrice:

a — latură cu o sursă ideală de tensiune; *b* — latură cu o sursă ideală de curent; *c* — latură generalizată cu surse ideale de curent și de tensiune.





În metoda tensiunilor la noduri, tensiunile nodurilor independente față de nodul de referință se determină din sistemul de ecuații rezultat prin scrierea teoremei I Kirchhoff la nodurile independente. Pentru rețeaua din figura 5.26 acest sistem este:

$$\underline{Y}_{12}(\underline{U}_{10}-\underline{U}_{20})+\underline{Y}_{10}(\underline{E}_{10}+\underline{U}_{10})+\underline{Y}_{13}(\underline{U}_{10}-\underline{U}_{30})=0;$$

$$\underline{Y}_{21}(\underline{U}_{20}-\underline{U}_{10})+\underline{Y}_{20}\underline{U}_{20}+\underline{Y}_{23}(\underline{U}_{20}-\underline{U}_{30})=0;$$

$$\underline{Y}_{30}(\underline{E}_{30}+\underline{U}_{30})+\underline{Y}_{31}(\underline{U}_{30}-\underline{U}_{10})+\underline{Y}_{32}(\underline{U}_{30}-\underline{U}_{20})=0.$$

Grupînd termenii după tensiunile nodurilor se obține:

$$(\underline{Y}_{10}+\underline{Y}_{12}+\underline{Y}_{13})\underline{U}_{10}-\underline{Y}_{12}\underline{U}_{20}-\underline{Y}_{13}\underline{U}_{30}=-\underline{Y}_{10}\underline{E}_{10};$$

$$-\underline{Y}_{21}\underline{U}_{10}+(\underline{Y}_{21}+\underline{Y}_{20}+\underline{Y}_{23})\underline{U}_{20}-\underline{Y}_{23}\underline{U}_{30}=0;$$

$$-\underline{Y}_{31}\underline{U}_{10}-\underline{Y}_{32}\underline{U}_{20}+(\underline{Y}_{30}+\underline{Y}_{31}+\underline{Y}_{32})\underline{U}_{30}=-\underline{Y}_{30}\underline{E}_{30}$$

sau sub formă matriceală:

$$[\underline{Y}_{nn}]\ [\underline{U}_n] = [\underline{I}_n] \tag{5.131}$$

în care: $[\underline{Y}_{nn}]$ reprezintă matricea admitanţelor la noduri, pătratică şi simetrică:

$[\underline{Y}_{nn}] =$

	1	2	3
1	$\underline{Y}_{11} = \underline{y}_{10} + \underline{y}_{12} + \underline{y}_{13}$	$\underline{Y}_{12} = -\underline{y}_{12}$	$\underline{Y}_{13} = -\underline{y}_{13}$
2	$\underline{Y}_{21} = -\underline{y}_{21}$	$\underline{Y}_{22} = \underline{y}_{21} + \underline{y}_{20} + \underline{y}_{23}$	$\underline{Y}_{23} = -\underline{y}_{23}$
3	$\underline{Y}_{31} = -\underline{y}_{31}$	$\underline{Y}_{32} = -\underline{y}_{32}$	$\underline{Y}_{33} = \underline{y}_{30} + \underline{y}_{31} + \underline{y}_{32}$

; (5.132, *a*)

$[\underline{U}_n]$ — matricea coloană a tensiunilor independente faţă de nodul de referinţă:

$$[\underline{U}_n] = \begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{U}_2 \\ \underline{U}_3 \end{bmatrix}; \tag{5.132, b}$$

$[\underline{I}_n]$ — matricea coloană a curenţilor injectaţi în noduri datorită existenţei surselor de tensiune;

$$[\underline{I}_n] = \begin{bmatrix} \underline{I}_1 = -\underline{y}_{10}\,\underline{E}_{10} \\ \underline{I}_2 = 0 \\ \underline{I}_3 = -\underline{y}_{30}\,\underline{E}_{30} \end{bmatrix}. \tag{5.132, c}$$

Asupra acestor matrice se fac următoarele precizări:

— orice termen diagonal $\underline{Y}_{ii}$ din matricea $[\underline{Y}_{nn}]$ reprezintă suma admitanţelor laturilor conectate la nodul i şi orice termen nediagonal $\underline{Y}_{ik}$ reprezintă admitanţa laturii $i - k$ luată cu semnul minus. Dacă între nodurile i şi k nu există laturi de legătură, termenul $\underline{Y}_{ik} = 0$;

— în termenii matricei $[\underline{U}_n]$ se omite indicele zero din notaţia tensiunilor nodurilor, astfel că în loc de notaţia $\underline{U}_{i0}$ pentru nodul i, se foloseşte notaţia $\underline{U}_i$, care reprezintă, de fapt, tensiunea nodului i în raport cu tensiunea nodului de referinţă.

Prin rezolvarea sistemului (5.131) se determină tensiunile nodurilor, căderile de tensiune prin laturi şi curenţii care parcurg diferitele laturi.

Pentru reţelele electrice cu număr redus de laturi şi noduri, sistemele de ecuaţii din metoda curenţilor ciclici şi a tensiunilor la noduri se scriu uşor după regulile enunţate. Pentru reţelele electrice complexe corespunzătoare sistemelor electroenergetice actuale, în care există sute de noduri şi mii de laturi este necesară o cale sistematică de scriere a acestor ecuaţii. Aceasta se realizează cu ajutorul *matricelor de incidenţă* din teoria grafurilor.

A. *Utilizarea matricelor de incidență în metoda curenților ciclici și a tensiunilor nodale.*

O rețea electrică este constituită din următoarele elemente: surse de tensiune, surse de curent și un ansamblu de rezistențe, inductivități și capacități, care în regim permanent de funcționare intervin sub formă de impedanțe sau admitanțe.

Se numește *graf topologic* al rețelei figura care rezultă din înlocuirea fiecărui element al acesteia printr-o linie. Se consideră sistemul electroenergetic din figura 5.28, *a* în care la barele *1* este conectat generatorul G_1 la barele *3* — generatorul G_3, la barele *2* — consumatorul C_2, iar liniile de legătură între sistemele de bare sînt L_{12}, L_{13} și L_{23}. Graful acestei rețele este reprezentat în figura 5.28, *b* sau 5.28, *c* în care nodul zero este nodul comun generatoarelor și consumatorilor, care reprezintă nulul rețelei. Schemele *a*, *b* sau *c* au același număr de linii și noduri, iar legăturile dintre acestea se realizează în același mod, cu alte cuvinte, structura rețelei sau arhitectura acesteia este redată de graful ei. Teoria grafului utilizează calculul matriceal pentru traducerea unor concepte geometrice în concepte analitice, pentru cuantificarea anumitor proprietăți de structură. Se constată din figura 5.28, *b* și *c* că un graf conține două mulțimi numărabile $n = \{n_1, n_2, n_3\}$ și $a = \{a_{12}, a_{23}, a_{31}\}$, astfel încît fiecare element din *a* se asociază cu o pereche de elemente din *n*: elementele n_i ale mulțimii *n* se reprezintă prin puncte și se numesc *noduri*; elementele a_{jk} ale mulțimii *a* se reprezintă prin linii și se numesc *arce*. *Latura* l_{jk} este mulțimea arcelor conectate în paralel între nodurile *j* și *k*. O latură și un nod se consideră *incidente reciproc* dacă nodul este o extremitate a laturii. Se spune că o latură este incidentă cu un circuit independent sau un ciclu, dacă latura face parte din circuitul independent respectiv. *Arborele complet* este acea parte din graf care nu prezintă nici un circuit închis și cuprinde toate nodurile grafului. Dacă se notează cu *N* numărul de noduri, atunci numărul de laturi ale arborelui complet este egal cu $N - 1$. Un graf poate avea mai mulți arbori compleți diferiți (fig. 5.29, *a*, *b* și *c*) în care laturile arborelui s-au indicat prin linii duble. *Coarda* este o latură dintr-un graf, care nu face parte dintr-un arbore complet al acestuia; mulțimea laturilor unui graf care sînt complementare unui arbore complet a grafului formează *subgraful coardelor* corespunzător arborelui complet.

Comparînd figurile 5.26 și 5.28, *a*, se constată că ele au aceeași configurație geometrică, cu condiția ca generatoarele din figura 5.28, *a* să fie reprezentată printr-o sursă de tensiune și o impedanță, iar consumatorii și liniile — prin impedanțe. Dacă valorile tensiunilor electromotoare și ale impedanțelor laturilor sînt egale în cele două figuri, acestea reprezintă aceeași rețea, care în cursul de electrotehnică a fost reprezentată ca în figura 5.26, iar în cursul de rețele electrice — ca în figura 5.28, *a*.

Configurația geometrică a unei rețele poate fi descrisă complet fie de relațiile dintre curenții din laturi și curenții circuitelor independente, fie de relațiile dintre căderile tensiunilor din laturi și tensiunile nodurilor independente. Relațiile respective pot fi redate cu ajutorul unor matrici, numite *matrici de incidență* sau *matrici de conexiune*. Elementele acestor matrici sînt constituite din cifrele *1*, — *1* și *0*.

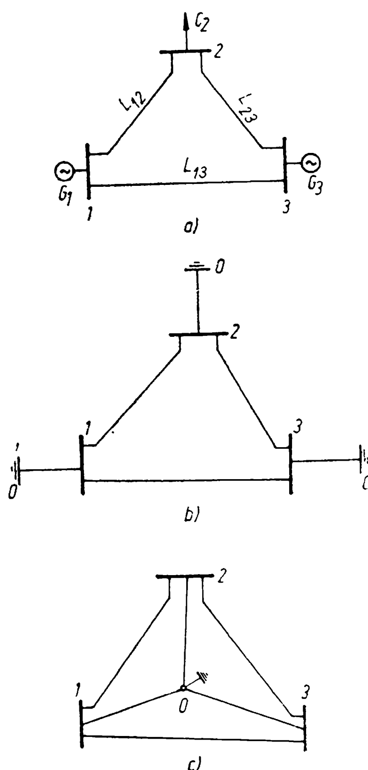
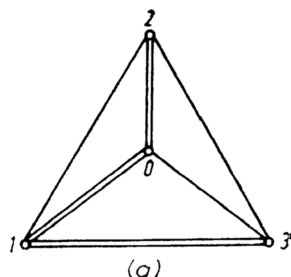
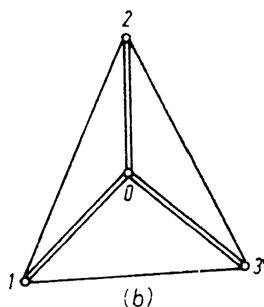


Fig. 5.28. Scheme electrice topologic echivalente:

a — schema electrică inițială; *b* și *c* — forme de reprezentare a grafului schemei inițiale.





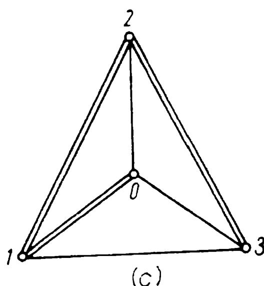


Fig. 5.29. Arbori compleți aparținînd unui graf dat.

Astfel se consideră graful din figura 5.29, *b* în care *nodul de referință al grafului*, care coincide cu *nodul de referință* al tensiunilor, reprezintă nodul zero. Sensul curenților din laturi coincide cu sensul de orientare a acestora — de la nodul de indice mai mic către nodul de indice mai mare — iar sensul curenților circuitelor independente coincide cu sensul laturilor coardă (fig. 5.30). Între curenții din laturi și curenții circuitelor

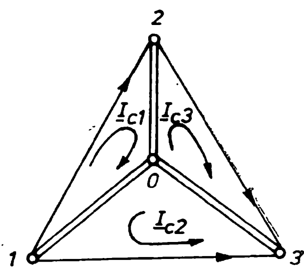


Fig. 5.30. Reprezentarea orientării laturilor și a curenților ciclici asociați cu laturile coardă.

independente există următoarele relații de legătură:

$$\underline{I}_{01} = \underline{I}_{c1} + \underline{I}_{c2};\ \underline{I}_{02} = -\underline{I}_{c1} + \underline{I}_{c3};\ \underline{I}_{03} = -\underline{I}_{c2} - \underline{I}_{c3};$$
$$\underline{I}_{12} = \underline{I}_{c1};\ \underline{I}_{13} = \underline{I}_{c2};\ \underline{I}_{23} = \underline{I}_{c3}. \tag{5.133}$$

Relațiile (5.133) pot fi exprimate sub formă matriceală:

$$\underbrace{\begin{bmatrix} \underline{I}_{01} \\ \underline{I}_{02} \\ \underline{I}_{03} \\ \underline{I}_{12} \\ \underline{I}_{13} \\ \underline{I}_{23} \end{bmatrix}}_{[\underline{I}_l]} = \begin{array}{c} 0-1 \\ 0-2 \\ 0-3 \\ 1-2 \\ 1-3 \\ 2-3 \end{array} \underbrace{\overset{\begin{array}{ccc} c_1 & c_2 & c_3 \end{array}}{\begin{bmatrix} 1 & 1 & \\ -1 & & 1 \\ & -1 & -1 \\ 1 & & \\ & 1 & \\ & & 1 \end{bmatrix}}}_{[\Gamma]} \underbrace{\begin{bmatrix} \underline{I}_{c1} \\ \underline{I}_{c2} \\ \underline{I}_{c3} \end{bmatrix}}_{[\underline{I}_c]}$$

sau sub formă sintetizată:

$$\underset{(l \times 1)}{[\underline{I}_l]} = \underset{(l \times c)}{[\Gamma]} \ \underset{(c \times 1)}{[\underline{I}_c]}, \tag{5.134}$$

în care: $[\underline{I}_l]$ reprezintă matricea coloană a curenților din laturi, de dimensiuni $(l \times 1)$;

$[\Gamma]$ — matricea de incidență sau de conexiune a laturilor cu circuitele independente, de dimensiuni $(l \times c)$;

$[\underline{I}_c]$ — matricea coloană a curenților circuitelor independente, de dimensiuni $(c \times 1)$;

c — numărul circuitelor independente egal cu numărul laturilor coardă.

Coloana 1 din matricea de incidență Γ corespunde circuitului indepedent c_1 și arată legătura dintre curenții laturilor rețelei și curentul circuitului independent c_1 sau incidența laturilor grafului asociat rețelei respective cu circuitul independent c_1. Cifra 1 dintr-un rînd oarecare arată că curentul laturii din acel rînd este orientat în același sens cu curentul circuitului independent c_1; cifra — 1 arată că curentul laturii din rîndul corespunzător este orientat în direcție opusă curentului circuitului independent c_1, iar cifra zero arată

că latura corespunzătoare acestui rînd nu face parte din circuitul independent c_1. Astfel, semnificațiile termenilor din coloana 1 sînt următoarele:

	c_1	
0 — 1	1	latura *0 — 1* este incidentă la circuitul c_1 și orientată în același sens;
0 — 2	−1	latura *0 — 2* este incidentă la circuitul c_1 și orientată în sens opus;
0 — 3		latura *0 — 3* nu este incidentă la circuitul c_1;
1 — 2	1	latura *1 — 2* este incidentă la circuitul c_1 și orientată în același sens;
1 — 3		latura *1 — 3* nu este incidentă la circuitul c_1;
2 — 3		latura *2 — 3* nu este incidentă la circuitul c_1.

Semnificații similare au elementele coloanelor *2* și *3* corespunzătoare circuitelor independente c_2 și c_3.

Relațiile dintre căderile de tensiune din laturi și tensiunile nodurilor sînt:

$$\underline{U}_{01} = \underline{U}_0 - \underline{U}_1 = -\underline{U}_1;\ \underline{U}_{02} = \underline{U}_0 - \underline{U}_2 = -\underline{U}_2;$$

$$\underline{U}_{03} = \underline{U}_0 - \underline{U}_3 = -\underline{U}_3;\ \ \underline{U}_{12} = \underline{U}_1 - \underline{U}_2;$$

$$\underline{U}_{13} = \underline{U}_1 - \underline{U}_3;\ \ \underline{U}_{23} = \underline{U}_2 - \underline{U}_3$$

sau

$$\underbrace{\begin{bmatrix} \underline{U}_{01} \\ \underline{U}_{02} \\ \underline{U}_{03} \\ \underline{U}_{12} \\ \underline{U}_{13} \\ \underline{U}_{23} \end{bmatrix}}_{[\underline{U}_l]} = \begin{array}{c} 0-1 \\ 0-2 \\ 0-3 \\ 1-2 \\ 1-3 \\ 2-3 \end{array} \underbrace{\overset{\begin{array}{ccc} 1 & 2 & 3 \end{array}}{\begin{bmatrix} -1 & & \\ & -1 & \\ & & -1 \\ 1 & -1 & \\ 1 & & -1 \\ & 1 & -1 \end{bmatrix}}}_{[A]} \underbrace{\begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{U}_2 \\ \underline{U}_3 \end{bmatrix}}_{[\underline{U}_n]} \tag{5.135}$$

sau sub formă sintetizată:

$$\underset{(l \times 1)}{[\underline{U}_l]} = \underset{(l \times n)}{[A]} \ \underset{(n \times 1)}{[\underline{U}_n]}, \tag{5.136}$$

în care: $[\underline{U}_l]$ reprezintă matricea coloană a căderilor de tensiune din laturi, de dimensiuni $(l \times 1)$;

$[A]$ — matricea din incidență a laturilor cu nodurile independente, de dimensiuni $(l \times n)$;

$[\underline{U}_n]$ — matricea coloană a tensiunilor nodurilor independente, de dimensiuni $(n \times 1)$

Coloana *1* din matricea de incidență *A* arată legătura dintre căderile de tensiune din laturile rețelei și tensiunea nodului *1* sau incidența laturilor grafului cu nodul *1*. Cifra *1* dintr-un rînd oarecare arată că latura corespunzătoare acelui rînd este incidentă la nodul *1* și orientată de la nodul *1* spre exterior; cifra *—1* arată că latura din rîndul corespunzător este incidentă la nodul *1* și orientată către acest nod; cifra *0* arată că latura nu este conectată cu nodul *1*. Astfel, semnificațiile termenilor din coloana *1* sînt următoarele:

	1	
0 — 1	—1	Latura *0 — 1* este incidentă cu nodul *1* și orientată către nod;
0 — 2		Latura *0 — 2* nu este incidentă cu nodul *1*;
0 — 3		Latura *0 — 3* nu este incidentă cu nodul *1*;
1 — 2	1	Latura *1 — 2* este incidentă cu nodul *1* și orientată de la nod spre exterior;
1 — 3	1	Latura *1 — 3* este incidentă cu nodul *1* și orientată de la nod spre exterior;
2 — 3		Latura *2 — 3* nu este incidentă cu nodul *1*.

Semnificații similare au elementele coloanelor *2* și *3* corespunzătoare nodurilor independente *2* și *3*.

Matricea completă $[A_0]$, adică matricea de incidență a tuturor nodurilor grafului cu laturile acestuia este:

$[A_0] =$

	1	*2*	*3*	*0*
0 — 1	−1			1
0 — 2		−1		1
0 — 3			−1	1
1 — 2	1	−1		
1 — 3	1		−1	
2 — 3		1	−1	

Se constată că matricea completă $[A_0]$ conține pe fiecare rînd sau linie cîte doi termeni diferiți de zero și anume $+1$ și -1. În consecință, în matricea $[A_0]$ suma termenilor din fiecare linie este nulă. Avînd în vedere acest fapt, matricea $[A_0]$ poate fi reconstituită atunci cînd lipsește oricare din coloanele sale. Se spune că matricea $[A_0]$ este *redondantă*, deoarece conține mai multe informații decît cele necesare pentru constituirea grafului. De aceea, se elimină o coloană din matricea $[A_0]$ și se lucrează numai cu matricea $[A]$. Nodul corespunzător acestei coloane se numește *nod de referință* al grafului. În figurile 5.28, *a*, *b* și *c* nodul de referință al grafului s-a considerat nodul *0*

şi coincide cu nodul de referinţă a tensiunilor. Dacă se cunoaşte matricea $[A]$ graful reţelei se determină în felul următor: Se numerotează coloanele matricei $[A]$ de la 1 la n şi se reprezintă grafic $n + 1$ noduri. Liniile matricei $[A]$ arată nodurile între care există legături care se reprezintă grafic prin linii. Matricele $[A]$ şi $[\Gamma]$ conţin toate informaţiile necesare pentru construirea grafului reţelei cu condiţia ca în cazul în care este cunoscută matricea $[A]$ să nu existe între două noduri mai mult decît o latură, iar în cazul în care este cunoscută matricea $[\Gamma]$, toate nodurile grafului să fie esenţiale *. Dar în laturile reţelei electrice există surse de tensiune electromotoare şi surse de curenţi. În schema din figura 5.27, *a* în latura $j - k$ acţionează sursa de *tensiune electromotoare* $\underline{E}_{jk}$ *ideală*, adică presupusă independentă de intensitatea curentului $\underline{I}_{jk}$ care o străbate şi de tensiunea la borne $\underline{U}_{jk}$. În schema din figura 5.27, *b* se consideră că în latură există o sursă ideală de curent $\underline{J}_{jk}$, adică independentă de curentul total care străbate latura şi de tensiunea la bornele acesteia. *Sursa ideală (negativă) de curent* reprezintă curentul absorbit de consumator în ipoteza reprezentării acestuia printr-un curent absorbit constant. Dacă la bornele unui generator există şi un consumator, reprezentarea acestora se face ca în figura 5.27, *c*, în care generatorul s-a înlocuit printr-o impedanţă şi o sursă ideală de tensiune, iar consumatorul printr-o sursă ideală de curent. Dacă şi generatoarele ar fi reprezentate prin surse ideale de curent reprezentarea nu ar fi corespunzătoare studierii problemelor de reglaj de tensiune şi de stabilitate. Din această cauză pentru studiul general al reţelelor electrice se adoptă latura generalizată din figura 5.27,*c*.

Mărimile electrice ale laturii generalizate L_{jk} sînt legate între ele prin legea lui Ohm care poate fi scrisă sub cele două forme cunoscute:

$$\underline{U}_{jk} + \underline{E}_{jk} = \underline{z}_{jk} (\underline{I}_{jk} + \underline{J}_{jk}); \qquad (5.137)$$

$$\underline{I}_{jk} + \underline{J}_{jk} = \underline{y}_{jk} (\underline{U}_{jk} + \underline{E}_{jk}). \qquad (5.138)$$

Relaţiile 5.137 şi 5.138 scrise pentru toate laturile unei reţele se pot pune sub forma matriceală.

$$[\underline{U}_l] + [\underline{E}_l] = [\underline{z}_{ll}] \{[\underline{I}_l] + [\underline{J}_l]\}; \qquad (5.139)$$

$$[\underline{I}_l] + [\underline{J}_l] = [\underline{y}_{ll}] \{[\underline{U}_l] + [\underline{E}_l]\}, \qquad (5.140)$$

în care:

$[\underline{U}_l]$, $[\underline{E}_l]$, $[\underline{I}_l]$, $[\underline{J}_l]$ reprezintă matrici coloană cu l rînduri corespunzătoare celor l laturi ale reţelei;
$[\underline{z}_{ll}]$ şi $[\underline{y}_{ll}]$ — matricile impedanţelor, respectiv admitanţelor laturilor reţelei.

Matricile $[\underline{z}_{ll}]$ şi $[\underline{y}_{ll}]$ sînt matrici diagonale de ordinul l; termenii nediagonali sînt nuli deoarece se consideră că nu există influenţe mutuale între elementele reţelei din diversele laturi ale acesteia, iar un termen diagonal oarecare reprezintă impedanţa, respectiv admitanţa unei laturi.

Prin înmulţirea la stînga a ecuaţiei (5.139) cu forma transpusă a matricei $[\Gamma]$ şi prin gruparea termenilor se obţine:

$$[\Gamma]_t [\underline{U}_l] = [\Gamma]_t \{[\underline{z}_{ll}] [\underline{I}_l] + [\underline{z}_{ll}] [\underline{J}_l] - [\underline{E}_l]\} \qquad (5.141)$$

---

* În cadrul teoriei grafurilor, un nod esenţial reprezintă intersecţia a cel puţin trei laturi.

Deoarece o coloană a matricei $[\Gamma]$ indică incidența laturilor dintr-un circuit independent, produsul $[\Gamma]_t\ [\underline{U}_l]$ exprimă căderea de tensiune rezultantă în circuitele independente ale rețelei, adică valoarea nulă pentru fiecare circuit independent. Prin urmare produsul $[\Gamma]_t\ [\underline{U}_l]$ înseamnă aplicarea teoremei a doua a lui Kirchhoff fiecărui circuit independent. Avînd în vedere acest fapt, ecuația (5.141) devine:

$$[\Gamma]_t\ [\underline{z}_{ll}]\ [\underline{I}_l] = [\Gamma]_t\ \{[\underline{E}_l] - [\underline{z}_{ll}]\ [\underline{J}_l]\}. \tag{5.142}$$

În ecuația (5.142) se introduce relația (5.134) și se obține:

$$[\Gamma]_t\ [\underline{z}_{ll}]\ [\Gamma]\ [\underline{I}_c] = [\Gamma]_t\ \{(\underline{E}_l] - [\underline{z}_{ll}] \cdot [\underline{J}_l]\}, \tag{5.143}$$

care poate fi scrisă sub forma:

$$[\underline{Z}_{cc}]\ [\underline{I}_c] = [\underline{E}_c], \tag{5.144}$$

în care: $[\underline{Z}_{cc}]$ reprezintă matricea de impedanță a circuitelor independente:

$$[\underline{Z}_{cc}] = [\Gamma]_t [\underline{Z}_{ll}]\ [\Gamma]; \tag{5.145}$$

$[\underline{E}_c]$ — matricea coloană a tensiunilor independente provenite din sursele de tensiune și de curent:

$$[\underline{E}_c] = [\Gamma]_t\ \{[\underline{E}_l - [\underline{z}_{ll}]\ [\underline{J}_{ll}]\}. \tag{5.146}$$

Pentru rețeaua din figura 5.28, *a* al cărei graf este reprezentat în figura 5.30 se scrie detaliat relația (5.145):

$$[\underline{Z}_{cc}] = \begin{array}{c} \\ c_1 \\ c_2 \\ c_3 \end{array} \begin{array}{|c|c|c|c|c|c|} 0-1 & 0-2 & 0-3 & 1-2 & 1-3 & 2-3 \\ \hline 1 & -1 & & 1 & & \\ \hline 1 & & -1 & & 1 & \\ \hline & 1 & -1 & & & 1 \end{array} \cdot \begin{array}{c} \\ 0-1 \\ 0-2 \\ 0-3 \\ 1-2 \\ 1-3 \\ 2-3 \end{array} \begin{array}{|c|c|c|c|c|c|} 0-1 & 0-2 & 0-3 & 1-2 & 1-3 & 2-3 \\ \hline \underline{z}_{01} & & & & & \\ \hline & \underline{z}_{02} & & & & \\ \hline & & \underline{z}_{03} & & & \\ \hline & & & \underline{z}_{12} & & \\ \hline & & & & \underline{z}_{13} & \\ \hline & & & & & \underline{z}_{23} \end{array} \cdot \begin{array}{c} 0-1 \\ 0-2 \\ 0-3 \\ 1-2 \\ 1-3 \\ 2-3 \end{array} \begin{array}{|c|c|c|} 1 & 1 & \\ \hline -1 & & 1 \\ \hline & -1 & -1 \\ \hline 1 & & \\ \hline & 1 & \\ \hline & & 1 \end{array} =$$

$$= \begin{array}{c} \\ c_1 \\ c_2 \\ c_3 \end{array} \begin{array}{|c|c|c|} c_1 & c_2 & c_3 \\ \hline \underline{z}_{01} + \underline{z}_{02} + \underline{z}_{12} & \underline{z}_{01} & -\underline{z}_{02} \\ \hline \underline{z}_{01} & \underline{z}_{01} + \underline{z}_{03} + \underline{z}_{13} & \underline{z}_{03} \\ \hline -\underline{z}_{02} & \underline{z}_{03} & \underline{z}_{02} + \underline{z}_{03} + \underline{z}_{23} \end{array}. \tag{5.147}$$

Se constată că matricea $[\underline{Z}_{cc}]$, obținută cu ajutorul matricelor de incidență din teoria grafurilor, este aceeași cu cea redată în relația (5.129, *a*), scrisă direct pentru o rețea identică. De asemenea, matricea $[\underline{E}_c]$ din (5.146) are aceeași formă cu (5.129, *c*), cu condiția ca sursele de curent să fie nule.

Prin înmulțirea la stînga ecuației (5.140) cu matricea de incidență transpusă, $[A]_t$, se obține:

$$[A]_t\{[\underline{I}_l]+[\underline{J}_l]\}=[A]_t\,\{[\underline{y}_{ll}]\,[\underline{U}_l]+[\underline{y}_{ll}]\,[\underline{E}_l]\} \tag{5.148}$$

Deoarece un vector coloană al matricei $[A]$ indică incidența laturilor într-un nod, produsul $[A]_t$ $[\underline{I}_l]$ reprezintă curentul rezultant în nodurile independente, adică valoarea nulă pentru fiecare nod. Prin urmare, produsul $[A]_t$ $[\underline{I}_l]$ înseamnă aplicarea teoremei I Kirchhoff fiecărui nod independent. Avînd în vedere acest fapt ecuația (5.148) devine:

$$[A]_t\,[\underline{y}_{ll}]\,[A]\,[\underline{U}_n]=[A]_t\,\{[\underline{J}_l]-[\underline{y}_{ll}]\,[\underline{E}_l]\} \tag{5.149}$$

sau sub forma sintetizată:

$$[\underline{Y}_{nn}]\,[\underline{U}_n]=[\underline{I}_n], \tag{5.150}$$

unde: $[\underline{Y}_{nn}]$ reprezintă matricea admitanțelor nodale:

$$[\underline{Y}_{nn}]=[A]_t\,[\underline{y}_{ll}]\,[A]; \tag{5.151}$$

$\underline{I}_n$ — matricea coloană a curenților injectați în noduri proveniți din sursele de curent și de tensiune:

$$[\underline{I}_n]=[A]_t\,\{[\underline{J}_l]-[\underline{y}_{ll}]\,[\underline{E}_l]\}. \tag{5.152}$$

Pentru rețeaua din figura 5.28, *a* al cărui graf este reprezentat în figura 5.28, *b* și *c* se scrie detaliat relația (5.151) și se obține:

$$[\underline{Y}_{nn}]=\begin{array}{c}1\\2\\3\end{array}\begin{bmatrix}-1&&&1&1&\\&-1&&-1&&1\\&&-1&&-1&-1\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\underline{y}_{01}&&&&&\\&\underline{y}_{02}&&&&\\&&\underline{y}_{03}&&&\\&&&\underline{y}_{12}&&\\&&&&\underline{y}_{13}&\\&&&&&\underline{y}_{23}\end{bmatrix}\overset{\begin{array}{ccc}1&2&3\end{array}}{\begin{bmatrix}-1&&\\&-1&\\&&-1\\1&-1&\\1&&-1\\&1&-1\end{bmatrix}}=$$

$$=\begin{array}{c}\\1\\2\\3\end{array}\begin{array}{ccc}1&2&3\\\hline \underline{y}_{10}+\underline{y}_{12}+\underline{y}_{13}&-\underline{y}_{12}&-\underline{y}_{13}\\-\underline{y}_{21}&\underline{y}_{21}+\underline{y}_{20}+\underline{y}_{23}&\underline{y}_{23}\\-\underline{y}_{31}&-\underline{y}_{32}&\underline{y}_{30}+\underline{y}_{31}+\underline{y}_{32}\end{array}. \tag{5.153}$$

Se constată că matricea $[\underline{Y}_{nn}]$ din (5.153), obținută cu ajutorul matricelor de incidență, este aceeași cu cea redată în relația (5.132, *a*) scrisă direct pentru o rețea identică. De asemenea matricea $[\underline{I}_n]$ din (5.152) este aceeași

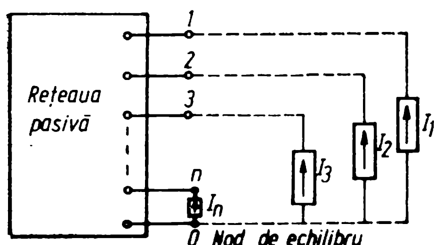


Fig. 5.31. Reprezentarea unui sistem electroenergetic cu curenți injectați la nodurile independente.

cu cea exprimată prin relația (5.132, *c*), cu condiția ca sursele de curent să fie nule.

Sistemul algebric liniar (5.150) se poate rezolva prin diverse metode printre care și aceea a inversării matricei $[\underline{Y}_{nn}]$. Se obține astfel:

$$[\underline{U}_n] = [\underline{Z}_{nn}]\,[\underline{I}_n], \qquad (5.154)$$

unde: $[\underline{Z}_{nn}]$ reprezintă matricea impedanțelor la noduri, avînd expresia:

$$[\underline{Z}_{nn}] = [\underline{Y}_{nn}]^{-1}. \qquad (5.155)$$

Pentru a vedea ce interpretare fizică se poate da termenilor matricei impedanțelor nodale, se consideră un sistem electroenergetic cu *n* noduri independente și nodul *0* ca nod de referință (fig. 5.31). Rețeaua electrică corespunzătoare liniilor și transformatoarelor constituie rețeaua pasivă. La nodurile independente numerotate de la *1* la *n* corespunzătoare generatoarelor și consumatorilor se injectează curenții $[\underline{I}_n]$. Prin urmare figura 5.31 constituie corespondentul fizic al relației (5.154).

Relația (5.154) se scrie detaliat după cum urmează:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{U}_2 \\ \vdots \\ \underline{U}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{Z}_{11} & \underline{Z}_{12} & \cdots & \underline{Z}_{1n} \\ \underline{Z}_{21} & \underline{Z}_{22} & & \underline{Z}_{2n} \\ \vdots & & & \\ \underline{Z}_{n1} & \underline{Z}_{n2} & & \underline{Z}_{nn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{I}_1 \\ \underline{I}_2 \\ \\ \underline{I}_n \end{bmatrix}. \qquad (5.156)$$

Din figura 5.31 rezultă că termenul $\underline{Z}_{11}$ din matricea $[\underline{Z}_{nn}]$ poate fi definit ca fiind o mărime egală numeric cu tensiunea nodului *1* față de nodul de referință, cînd la nodul *1* se injectează curentul unitar, iar curenții injectați la celelalte noduri sînt nuli sau sursele de tensiuni electromotoare corespunzătoare sînt scurtcircuitate (fig. 5.32, *a*).

Acest fapt rezultă analitic și din ecuația matriceală (5.156) în care se face $\underline{I}_1 = 1$, $\underline{I}_2 = \ldots = \underline{I}_n = 0$.

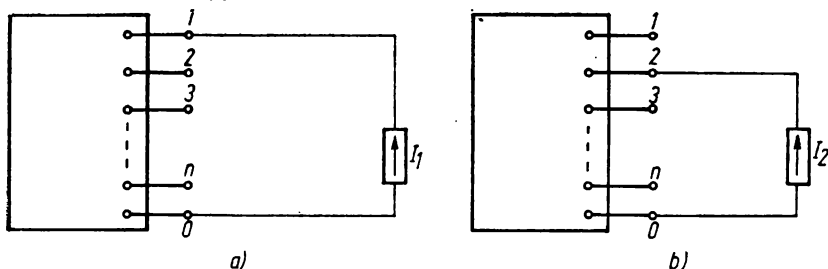


Fig. 5.32. Reprezentarea unui sistem electroenergetic în care la un singur nod se injectează curent:

a — curentul se injectează în nodul *1*; *b* — curentul se injectează în nodul *2*.

$\underline{Z}_{12}$ se definește ca fiind o mărime egală numeric cu tensiunea nodului *1* cînd la nodul *2* se injectează un curent unitar, iar toți ceilalți curenți injectați sînt nuli (fig. 5.32,*b*). Aceasta rezultă și din ecuația matriceală (5.156) cînd $I_2 = 1$, $I_1 = I_3 = \ldots = I_n = 0$.

Se observă din figura 5.32, *a* că în cazul injectării curentului unitar la nodul *1* se stabilesc anumite tensiuni la toate nodurile rețelei, ale căror valori complexe sînt egale numeric cu valorile corespunzătoare ale impedanțelor primei coloane. În acest caz, ecuația matriceală (5.156) devine:

$\underline{U}_1$		$\underline{Z}_{11}$	tensiunea nodului *1* cînd la nodul *1* se injectează un curent unitar;
$\underline{U}_2$		$\underline{Z}_{21}$	tensiunea nodului *2* cînd la nodul *1* se injectează un curent unitar;
$\vdots$	=	$\vdots$	....
$\underline{U}_n$		$\underline{Z}_{n1}$	tensiunea nodului *n* cînd la nodul *1* se injectează un curent unitar.

Prin injectarea curentului unitar în nodul *2* se determină termenii coloanei a doua din matricea $[\underline{Z}_{nn}]$ etc.

Plecînd de la această semnificație fizică a termenilor matricei $[\underline{Z}_{nn}]$, în literatura de specialitate se deduc relații pentru construirea matricei $[\underline{Z}_{nn}]$, prin metode de sinteză, plecînd de la impedanțele diverselor elemente ale rețelei, fără a fi necesară inversarea matricei $[\underline{Y}_{nn}]$. Construirea prin sinteză a matricei $[\underline{Z}_{nn}]$ prezintă o deosebită importanță pentru sistemele de dimensiuni mari, la care inversarea matricei admitanțelor nodale cu ajutorul programelor de calcul pe calculatoarele numerice ar necesita un timp ridicat.

Studiind figura 5.31 și avînd în vedere legăturile existente între nodurile independente prin intermediul rețelei pasive, termenul $\underline{Z}_{11}$ din matricea $[\underline{Z}_{nn}]$ reprezintă impedanța proprie a nodului *1* sau impedanța totală a rețelei văzută din nodul *1*.

În cazul în care rețeaua pasivă nu are o structură prea complexă, această impedanță se poate determina prin operații de transfigurare realizate pînă cînd între nodul *1* și nodul *0* se obține o impedanță unică, care reprezintă de fapt impedanța $\underline{Z}_{11}$.

Impedanța $\underline{Z}_{21}$ reprezintă impedanța echivalentă între nodul *2* și nodul *0*, atunci cînd se injectează curentul unitar numai în nodul *1* etc. Ea se mai numește impedanță de transfer între nodurile *2* și *1*. Evaluarea acestor impedanțe echivalente prin operații de transfigurare permite determinarea termenilor complecși ai matricei $[\underline{Z}_{nn}]$.

Deducerea pe cale matriceală a ecuațiilor din metoda tensiunilor nodale și a ecuațiilor din metoda curenților ciclici este utilizată în alcătuirea programelor de calcul pentru determinarea regimurilor permanente a sistemelor electroenergetice cu ajutorul calculatoarelor numerice.

Se realizează programe pentru stabilirea automată a sistemului de ecuații și pentru rezolvarea acestuia cu ajutorul calculatorului numeric. Astfel, calculatorul numeric are posibilitatea să construiască rapid un arbore complet al unui graf dat, cu coarborele corespunzător și să stabilească deci sistemul de ecuații din metoda curenților ciclici, în care fiecare ecuație se asociază cu un singur circuit independent, adică cu o singură latură coardă.

De asemenea, calculatorul numeric poate construi ușor matricea impedanțelor nodale, prin metode de sinteză.

S-au considerat pînă acum, rețele electrice în care au acționat surse de tensiune constantă sau surse de curenți constanți și s-au obținut sisteme de ecuații liniare cu mărimi complexe. Rezolvarea acestor sisteme de ecuații duce la determinarea regimului permanent de funcționare în *ipoteza liniară*. În cadrul acestei ipoteze, opțiunea pentru metoda curenților ciclici sau pentru metoda tensiunilor la noduri este hotărîtă de cel mai mic dintre numerele $(l - N + 1)$ și $(N - 1)$.

B. *Ipoteze și metode numerice de calcul pentru determinarea regimului permanent al rețelelor electrice.*

În mod frecvent, se spune că regimul permanent de funcționare a unui sistem electroenergetic este cunoscut atunci cînd în toate nodurile lui se cunosc valorile a patru mărimi: *tensiunea în modul* și *argument*, *puterea activă* și *puterea reactivă*. Aceste mărimi se numesc *parametrii regimului*.

Dacă se cunosc parametrii regimului se pot deduce valorile curenților care circulă prin diferitele elemente, pierderile de tensiune prin acestea, pierderile de putere sau pierderile de energie. Se pot verifica astfel condițiile de funcționare sigură, economică și de calitate a sistemului electroenergetic.

Determinarea regimului permanent de funcționare a unui sistem electroenergetic presupune rezolvarea următoarelor grupe de probleme:

— alegerea modelului matematic sau a schemei echivalente pentru fiecare element de bază a sistemului, precum și determinarea parametrilor schemelor echivalente;

— determinarea modului de legătură între elementele sistemului sau a schemei echivalente de calcul pentru întregul sistem;

— alegerea metodei ce descrie starea electrică a sistemului: metoda curenților ciclici, a tensiunilor la noduri sau a perechilor de noduri (ultima metodă fiind folosită mai rar, nu a mai fost prezentată);

— alegerea metodei numerice de calcul;

— îmbunătățirea soluției de bază prin modificarea rapoartelor de transformare reale sau complexe, a injecțiilor de puteri reactive etc.

Primele trei grupe de probleme au fost prezentate în cadrul unor capitole anterioare, precum și în cadrul acestui capitol. Se mai subliniază totuși următoarele: în calculele de regimuri permanente generatorul electric se înlocuiește la bornele sale printr-o *putere activă constantă* și printr-o *tensiune constantă în modul*. Această reprezentare corespunde realității fizice, știut fiind că în regim permanent de funcționare generatoarele debitează puteri active bine precizate (rezultate în general în urma unor calcule economice) la tensiuni la borne ce se mențin constante în modul cu ajutorul reglajului automat.

Dar, în anumite situații generatorul electric se reprezintă prin *puteri active* și *reactive constante* la bornele sale.

Puterea reactivă a generatorului sincron nu poate deveni mai mică decît o anumită valoare notată cu Q_{min} determinată din condiții de stabilitate și nu poate deveni mai mare decît o anumită valoare notată cu Q_{max} determinată de limita curentului rotoric. Astfel, în cadrul calculelor de regim permanent în urma determinării tensiunilor tuturor nodurilor în modul și argu-

ment se calculează puterile reactive debitate de generatoare. Dacă la unul din generatoare puterea reactivă depășește una din limite, se fixează la limita respectivă și se reia calculul regimului permanent considerînd generatorul respectiv reprezentat printr-o putere activă și reactivă constante. Consumatorii se reprezintă în calculele de regimuri permanente prin *puteri active* și *reactive constante*, deoarece această ipoteză de reprezentare a lor este acoperitoare din punct de vedere al pierderilor de tensiuni și de puteri. Liniile și transformatoarele electrice se înclocuiesc prin schemele echivalente în π și Γ. În mod frecvent ramurile transversale ale acestor scheme adică susceptanțele capacitive ale liniilor și admitanțele transformatoarelor se înlocuiesc prin puterile reactive pe care le generează, respectiv prin pierderile de putere activă și reactivă din fier. Aceste puteri se înglobează în general în puterile generatoarelor sau consumatorilor conectați la nodurile respective.

Se accentuează faptul că între elementele trifazate care intervin în schemele electrice, generatoare, transformatoare, linii și consumatori nu există cuplaje magnetice. Există cuplaje electrice și magnetice între fazele aceluiași element trifazat.

Deoarece regimul permanent este un regim echilibrat și simetric, tensiunile și curenții sînt de secvență directă și deci schemele echivalente ale elementelor sînt scheme monofilare în care nu intervin impedanțe mutuale. Așadar, în schemele echivalente ale liniilor și transformatoarelor intervin *impedanțele directe* ale acestora.

Deoarece generatoarele se reprezintă prin puteri active constante la borne și prin tensiuni constante în modul, iar pierderile de putere activă și reactivă prin elementele rețelei (linii și transformatoare) sînt necunoscute este necesar ca puterea activă a unuia dintre generatoare să nu fie fixată, adică să fie lăsată liberă. Acest generator se numește *generator de echilibru*, iar puterea activă debitată de el este egală cu diferența dintre puterea activă totală consumată (puterile active ale tuturor consumatorilor plus pierderile de putere activă din rețea) și puterea activă totală produsă de celelalte generatoare din sistem. Prin urmare puterea activă a generatorului din nodul de echilibru este o mărime adaptabilă la variațiile de puteri active din sistem.

Rezultă că puterea activă debitată de generatorul de echilibru poate fi evaluată în final după ce se evaluează pierderile din rețea, deci după ce s-au determinat tensiunile tuturor nodurilor. Din punct de vedere al calculelor, existența generatorului din nodul de echilibru este echivalentă cu menținerea constantă a frecvenței, deoarece datorită acestuia, în orice moment consumul de putere activă este egal cu generarea de putere activă. Se poate considera deci că fazorul de tensiune al nodului de echilibru se rotește continuu cu viteza sinconă și are un argument constant în timp. Pentru simplificarea calculelor se consideră acest *argument* θ_0 egal cu zero, adică, se admite că *nodul de echilibrare a puterilor active* este și *nod de referință a argumentelor* θ_i *a tensiunilor* U_i $(i = 1, 2, \ldots, n)$. Deoarece prin reprezentarea generatoarelor și consumatorilor prin puteri la borne dispare din graf nulul rețelei, deci dispare nodul zero considerat pînă acum nod de referință al grafului și al tensiunilor, este necesară considerarea altui nod ca nod de referință al tensiunilor și al grafului rețelei. Pentru simplificarea calculelor acest nod se consideră tot nodul de echilibru, care prin fixarea modulului tensiunii devine și nod de referință al tensiunilor. De această dată, nodul de referință al tensiunilor fiind considerat nodul de la bornele generatorului de echilibru,

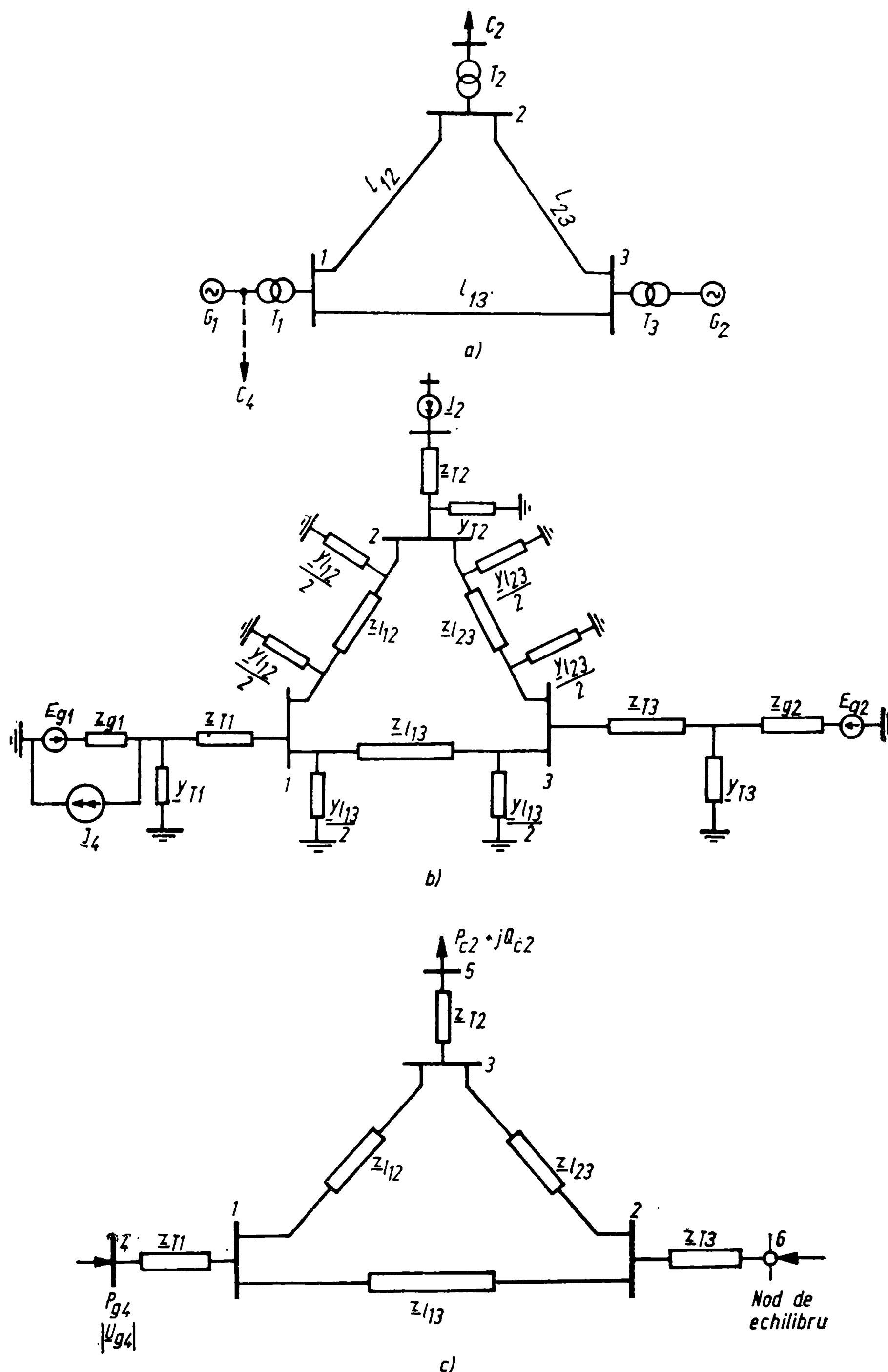


Fig. 5.33. Scheme electrice echivalente folosite în calculele de regimuri permanente: *a* — schema electrică de principiu a unui sistem electroenergetic; *b* — schema electrică echivalentă a sistemului electroenergetic în ipoteza liniară; *c* — schema electrică echivalentă a sistemului electroenergetic în ipoteza neliniară.

tensiunea acestuia nu mai poate fi considerată nulă ca în cazul în care nodul de referință al tensiunilor era considerat nulul rețelei. Tensiunea nodului de referință se consideră în aceste condiții egală în general cu tensiunea nominală a rețelei, tensiune la care se calculează parametrii rețelei. În această situație, *tensiunea unui nod oarecare* U_i este egală cu *căderea de tensiune între nodul i și nodul de echilibru plus tensiunea nodului de echilibru.*

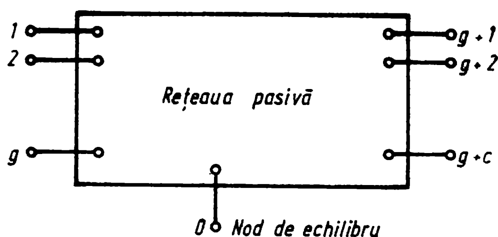


Fig. 5.34. Reprezentarea unui sistem electroenergetic cu g noduri generatoare, cu c noduri consumatoare și un nod de echilibru.

Se consideră sistemul electroenergetic din figura 5.33, *a*. Se presupune că la bornele generatorului G_1 există consumatorul C_1. Înlocuind generatoarele și consumatorii cu schemele echivalente din ipoteza liniară, iar transformatoarele prin schemele echivalente în Γ și liniile prin schemele echivalente în π se obține schema echivalentă a întregului sistem în figura 5.33, *b*. Înlocuind generatoarele prin puteri active constante și tensiuni constante la borne, consumatorii prin puteri active și reactive constante la borne, ramurile transversale ale liniilor și transformatoarelor prin puterile corespunzătoare se obține schema din figura 5.33, *c*. Aceasta este o schemă constituită numai din impedanțe longitudinale și puteri la borne. În această schemă nodul de echilibru poate fi ales fie la bornele generatorului *1*, fie la bornele general torului *3*. În figura 5.33, *c*, nodul de echilibru a fost ales nodul *6*.

Pentru cazul general, în figura 5.34 se reprezintă un sistem electroenergetic cu g noduri generatoare numerotate de la *1* la g, cu c noduri consumatoare numerotate de la $g + 1$ la $g + c$ și cu un nod de echilibru numerotat cu indicele zero. În interiorul dreptunghiului se află impedanțele longitudinale ale liniilor și transformatoarelor conectate între ele conform schemei reale. Deoarece în studiile de regimuri permanente generatoarele și consumatorii se reprezintă prin puteri la noduri, starea electrică a sistemului se descrie ușor cu metoda tensiunilor nodale.

Considerînd $g + c = n$, metoda tensiunilor nodale se scrie după cum urmează:

$$[\underline{Y}_{nn0}]\ [\underline{U}_{n0}] = [\underline{I}_{n0}], \tag{5.157}$$

unde: $[\underline{Y}_{nn0}]$ reprezintă matricea admitanțelor nodale a tuturor nodurilor;

$[\underline{U}_{n0}]$ — matricea coloană a tensiunilor nodurilor independente față de nodul de echilibru, și tensiunea nodului de echilibru. Tensiunea nodului de echilibru este tensiunea acestui nod față de nul, multiplicată cu $\sqrt{3}$;

$[\underline{I}_{n0}]$ — matricea coloană a curenților injectați la nodurile independente și la nodul de echilibru.

În relația (5.157) se separă nodurile independente de nodul de echilibru:

$$\begin{array}{c|c|c|} & n & 0 \\ \hline n & [\underline{Y}_{nn}] & [\underline{Y}_{n0}] \\ \hline 0 & [\underline{Y}_{0n}] & \underline{Y}_{00} \end{array} \cdot \begin{array}{|c|} [\underline{U}_n] \\ \hline \underline{U}_0 \end{array} = \begin{array}{|c|} [\underline{I}_n] \\ \hline \underline{I}_0 \end{array} \qquad (5.158)$$

Efectuînd în relația (5.158) produsele pe submatrici se obține

$$[\underline{Y}_{nn}]\ [\underline{U}_n] + [\underline{Y}_{n0}]\,\underline{U}_0 = [\underline{I}_n] \qquad (5.159)$$

$$[\underline{Y}_{0n}]\ [\underline{U}_n] + \underline{Y}_{00}\underline{U}_0 = \underline{I}_0 \qquad (5.160)$$

Din relația (5.159) se scot valorile tensiunilor nodurilor independente:

$$[\underline{U}_n] = -[\underline{Y}_{nn}]^{-1}\ [\underline{Y}_{n0}]\,\underline{U}_0 + [\underline{Y}_{nn}]^{-1}[\underline{I}_n]. \qquad (5.161)$$

Avînd în vedere faptul că în matricea $[\underline{Y}_{nn0}]$ suma admitanțelor unei linii sau coloane este nulă, se deduce din relația precedentă:

$$[\underline{U}_n] = [\underline{Z}_{nn}]\ [\underline{I}_n] + [U_0], \qquad (5.162)$$

în care: $[\underline{Z}_{nn}]\ [\underline{I}_n]$ reprezintă matricea căderilor de tensiune între nodurile independente și nodul de echilibru

$[U_0]$ — o matrice coloană cu n rînduri cu toți termenii egali cu tensiunea nodului de echilibru.

În ecuația (5.155) matricea coloană $[U_0]$ avea valoarea nulă. În ecuația (5.162) matricea $[U_0]$ are toți termenii egali cu tensiunea nominală a rețelei sau cu o valoare cu cîteva procente mai mare ca U_n.

Relațiile (5.159) și (5.160) mai pot fi scrise în felul următor:

$$\underline{I}_i = \sum_{k=0}^{n} \underline{Y}_{ik}\ \underline{U}_k; \quad i = 1, \dots, n \qquad (5.163)$$

$$\underline{I}_0 = \sum_{k=0}^{n} \underline{Y}_{0k}\ \underline{U}_k. \qquad (5.164)$$

Dar așa cum s-a mai menționat la nodurile $g + c$ trebuie injectate puteri și nu curenți.

Într-un nod oarecare al sistemului între putere, tensiune și curent există relația:

$$\underline{S}_i = P_i + jQ_i = \underline{U}_i\underline{I}_i^* = \mathrm{Re}\ \underline{S}_i + j\ \mathrm{Im}\ \underline{S}_i \qquad (5.165)$$

Avînd în vedere relația (5.163), relația (5.165) devine:

$$P_i + jQ_i = \mathrm{Re}\ \underline{U}_i \sum_{k=0}^{n} \underline{Y}_{ik}^*\underline{U}_k^* + j\ \mathrm{Im}\ \underline{U}_i \sum_{k=0}^{n} \underline{Y}_{ik}^*\underline{U}_k^*, \qquad (5.166)$$

în care: $\underline{S}_i$ reprezintă puterea aparentă trifazată injectată în nodul i, exprimată în mărimi complexe. Dacă în nodul i se consumă puterea $\underline{S}_i$, aceasta se reprezintă ca o putere injectată negativă, adică $\underline{S}_i = -(P_i + jQ_i)$;

Re, Im — partea reală, respectiv partea imaginară a puterii complexe;

$\underline{U}_i$ — fazorul tensiunii compuse din nodul i;

$\underline{I}_i$ — fazorul curentului pe fază din nodul i, multiplicat cu $\sqrt{3}$.

În calculele de regimuri permanente se operează cu puteri trifazate, cu tensiuni compuse și cu valori de curenți de $\sqrt{3}$ ori mai mari decît curenții pe fază, pentru a face să dispară factorul $\sqrt{3}$ din expresia puterii trifazate.

Dacă în nodul i este conectat un consumator pentru care puterile activă și reactivă sînt cunoscute curentul absorbit de acesta se deduce din relația:

$$\underline{I}_{i\ consumat} = \frac{\underline{S}_i^*}{\underline{U}_i^*} = \frac{P_i - j\,Q_i}{\underline{U}_i^*}.$$

Dar un curent consumat poate fi considerat ca un curent injectat negativ. Deci:

$$\underline{I}_{i\ injectat} = -\left(\frac{P_i - j\,Q_i}{\underline{U}_i^*}\right). \tag{5.167}$$

Se procedează astfel, deoarece în metoda tensiunilor nodale toți curenții proveniți de la surse de tensiune sau surse de curent se consideră curenți injectați.

Dacă în nodul i este conectat un generator, deoarece puterea reactivă a acestuia este necunoscută se folosește pentru expresia ei relația (5.166) obținîndu-se:

$$\underline{I}_i = \frac{P_i - j\,\mathrm{Im}\,\underline{U}_i^* \sum_{k=0}^{n} \underline{Y}_{ik}\underline{U}_k}{\underline{U}_i^*}. \tag{5.168}$$

Se consideră că generatorul furnizează o putere reactivă pur inductivă (fig. 5.35, *a*). Considerînd argumentul tensiunii nul, se obțin următoarele expresii pentru curentul și puterea reactivă:

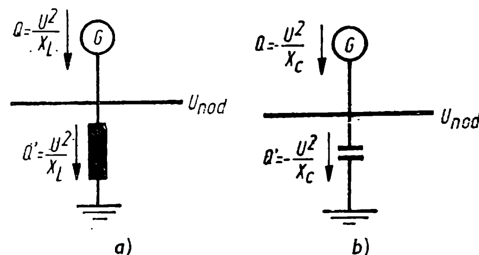
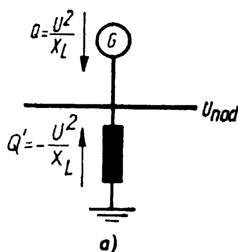


Fig. 5.35. Generatorul furnizează o putere reactivă:
a — inductivă; *b* — capacitivă.

$$\underline{U}_{nod} = U\underline{|0};$$

$$\underline{I}_L = \frac{U}{X_L}\underline{|-90°};$$

$$\underline{S} = \underline{U}_{nod}\,\underline{I}_L^* = j\,\frac{U^2}{X_L} = j\,Q;$$



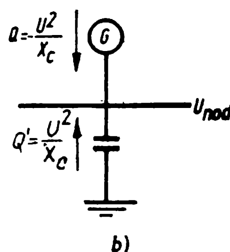


Fig. 5.36. Sarcina furnizează o putere reactivă: *a)* — inductivă; *b)* — capacitivă.

$Q = +\dfrac{U^2}{X_L}$ reprezintă putere reactivă inductivă furnizată de generator;

$Q = +\dfrac{U^2}{X_L}$ — putere reactivă inductivă primită de consumator.

Considerînd că generatorul furnizează o putere reactivă pur capacitivă (fig. 5.36, *a*), se obține

$\underline{U}_{nod} = U \underline{|0}$

$\underline{I}_C = \dfrac{U}{X_C}\underline{|90^\circ}$; $\underline{S} = \underline{U}_{nod}\underline{I}_C^* = -\mathrm{j}\,\dfrac{U^2}{X_C} = P + \mathrm{j}\,Q$;

$Q = -\dfrac{U^2}{X_C}$ reprezintă puterea reactivă capacitivă furnizată de generator;

$Q = -\dfrac{U^2}{X_C}$ — puterea reactivă capacitivă primită de consumator.

Se poate spune astfel:

— generatorul furnizează putere reactivă inductivă în sistem dacă Q este pozitiv și putere reactivă capacitivă dacă Q est negativ;

— consumatorul consumă putere reactivă inductivă dacă Q este pozitiv și putere reactivă capacitivă dacă Q este negativ. Figurile 5.35, *a* și 5.35, *b* pot fi redesenate ca în figurile 5.36, *a* și 5.36, *b* în care sarcina este considerată ca o sursă de putere reactivă.

În figura 5.36, *a*, $Q' = -\dfrac{U^2}{X_L}$ reprezintă puterea reactivă inductivă furnizată de către bobină;

În figura 5.36, *b*, $Q' = \dfrac{U^2}{X_C}$ reprezintă puterea reactivă capacitivă furnizată de condensator.

Aceste relații sînt adevărate din cauză că o putere capacitivă consumată este identică cu o putere inductivă generată (furnizată) și o putere inductivă consumată este identică cu o putere capacitivă generată (fig. 5.35, *b* cu 5.36, *a* și 5.35, *a* cu 5.36, *b*).

Se introduc relaţiile (5.167) şi (5.168) în ecuaţiile (5.163) şi ţinîndu-se seama că $g + c = n$ se obţine:

$$\frac{P_i - j\,\mathrm{Im}\,\underline{U}_i^* \sum_{k=0}^{g+c} \underline{Y}_{ik}\,\underline{U}_k}{\underline{U}_i^*} = \sum_{k=0}^{g+c} \underline{Y}_{ik}\,\underline{U}_n \quad (i = 1, \dots, g); \qquad (5.169)$$

$$-\frac{P_i - j\,Q_i}{\underline{U}_i^*} = \sum_{k=0}^{g+c} \underline{Y}_{ik} = \underline{U}_k \quad (i = g + 1, \dots, g + c).$$

În sistemul (5.169) se separă tensiunea nodului i:

$$\underline{U}_i = \frac{1}{\underline{Y}_{ii}}\left[\frac{P_i - j\,\mathrm{Im}\,\underline{U}_i \sum_{k=0}^{g+c} \underline{Y}_{ik}\,\underline{U}_k}{\underline{U}_i^*} - \sum_{k=0}^{g+c} \underline{Y}_{ik}\,\underline{U}_k\right] \quad (i = 1, .., g);$$

$$(5.170)$$

$$\underline{U}_i = \frac{1}{\underline{Y}_{ii}}\left[-\frac{P_i - jQ_i}{\underline{U}_i^*} - \sum_{k=0}^{g+c} \underline{Y}_{ik}\,\underline{U}_k\right] \quad (i = g + 1, \dots, g + c).$$

Se constată că sistemul (5.170) este un sistem algebric neliniar în raport cu tensiunile nodurilor. Deci, regimul permanent de funcţionare în ipoteza reprezentării generatoarelor şi consumatorilor prin puteri, este descris de un sistem neliniar de ecuaţii algebrice. Soluţionarea sistemului de ecuaţii neliniare duce la determinarea regimului permanent în ipoteza neliniară.

Rezolvarea sistemului neliniar nu se poate face decît prin aproximaţii succesive. Se utilizează următoarele procedee numerice.

1. Pentru puteri la borne date şi pentru o anumită estimare a valorilor tensiunilor, deci pentru curenţi injectaţi cunoscuţi, din sistemul (5.159), tensiunile se află fie folosind o metodă directă, fie folosind o metodă indirectă. În cadrul metodei directe se utilizează fie procedeul de eliminare (Gauss, Jordan), fie se inversează matricea $[\underline{Y}_{nn}]$, aşa cum s-a procedat pentru obţinerea soluţiei sub forma (5.162). În cadrul metodelor directe necunoscutele se află după un număr determinat de operaţii.

În cadrul metodelor indirecte, necunoscutele se află după un număr nedeterminat de operaţii. Aceste metode se mai numesc şi *metode iterative.*

În cadrul *metodelor iterative* se atribuie anumite valori, estimate aproximativ în funcţie de experienţa calculatorului tensiunilor din membrul drept al ecuaţiilor (5.170) şi se determină astfel valorile tensiunilor din membrul stîng. Se introduc apoi aceste valori în membrul drept şi se determină noi valori ale tensiunilor din membrul stîng etc. Procesul continuă pînă cînd diferenţa maximă a valorilor necunoscutelor din două iteraţii consecutive este mai mică decît o valoare impusă. Notînd astfel cu $\underline{U}_i^{(\nu)}$ tensiunea nodului i din iteraţia (ν) şi cu $\underline{U}_i^{(\nu-1)}$ — tensiunea nodului i din iteraţia (ν — 1), calculele se opresc atunci cînd $|\underline{U}_i^{(\nu)}| - |\underline{U}_i^{(\nu-1)}| \leqslant \varepsilon$, unde ε este toleranţa admisă.

2. Se liniarizează ecuaţiile (5.170) şi se rezolvă cu ajutorul unei metode directe sau indirecte.

Capitolul 6

CALCULUL PIERDERILOR DE PUTERE ŞI DE ENERGIE ÎN REŢELELE ELECTRICE

Alimentarea consumatorilor cu energie electrică este însoţită totdeauna de pierderi, care se produc atît în liniile de transport şi de distribuţie, cît şi în transformatoarele staţiilor şi posturilor de transformare. În reţelele electrice cu tensiuni nominale mai mici decît 110 kV, aceste pierderi se datoresc aproape în exclusivitate încălzirii liniilor şi transformatoarelor la trecerea curentului electric. În cazul reţelelor cu tensiuni nominale de 110 kV şi mai înalte au loc pierderi suplimentare de energie electrică, determinate de scurgerile laterale de curent şi de fenomenul corona. Acestea din urmă trebuie să aibă valori reduse, ca urmare a alegerii corespunzătoare a secţiunii conductoarelor şi a nivelului de tensiune şi de izolaţie.

Valoarea pierderilor de energie, de la barele centralelor electrice pînă la locurile de consum, poate atinge uneori $10 \div 15\%$ din energia electrică produsă. Acoperirea lor necesită instalarea unor grupuri suplimentare în centrale, fapt care determină creşterea investiţiilor şi a cheltuielilor de exploatare. Se menţionează, de exemplu, că pentru fiecare 1 000 MW la vîrful curbei de sarcină, trebuie instalată o putere suplimentară pentru acoperirea pierderilor de cel puţin $100 \div 150$ MW. În aceste condiţii, reducerea pierderilor de energie în fiecare instalaţie şi loc de muncă constituie sarcina cea mai importantă a celor care proiectează şi exploatează instalaţiile electrice de producere, transport şi distribuţie şi cele din întreprinderile consumatoare.

În cele ce urmează, se va face calculul pierderilor de energie şi se vor indica metodele de reducere a acestora, care au în vedere atît măsuri de ordin constructiv, tehnologic, cît şi măsuri de exploatare.

6.1. ELEMENTE FUNDAMENTALE DE CALCUL A PIERDERILOR DE ENERGIE ÎN REŢELELE ELECTRICE

6.1.1. PARAMETRI SPECIFICI AI CURBELOR DE SARCINĂ

Pentru determinarea pierderilor de energie electrică în linii şi transformatoare, trebuie să se ţină seama de variaţia în timp a sarcinii consumatorilor. Utilizarea calculului impune cunoaşterea *duratei de utilizare a puterii maxime* şi a *duratei pierderilor maxime.*

Fie un consumator oarecare, a cărui sarcină variază în decursul unui an, conform figurii 6.1, unde s-au prezentat curenții corespunzători puterilor cerute în ordinea lor descrescătoare, începînd de la valoarea maximă I_{max}.

Evident că suprafața cuprinsă între axele de coordonate și curba curentului reprezintă, la o scară oarecare, cantitatea de energie electrică care se consumă în decursul unui an, atunci cînd sarcina este variabilă în timp și tensiunea este constantă. Aceeași cantitate de energie ar putea fi consumată într-un interval de timp mai mic T, dacă sarcina ar rămîne constantă și egală cu sarcina maximă I_{max}. Grafic, valoarea timpului T se determină construindu-se dreptunghiul *Oade*, de suprafață egală cu *Oabc*, iar analitic scriind că:

Fig. 6.1. Curbă de sarcină clasată anuală și curba pierderilor anuale pentru determinarea duratei de utilizare a puterii maxime T și a duratei pierderilor τ.

$$\int_0^t I dt = I_{max} T,$$

de unde rezultă:

$$T = \frac{\int_0^t I dt}{I_{max}}. \qquad (6.1)$$

El este denumit *timp* sau *durată de utilizare a puterii maxime* și reprezintă o durată convențională, în care linia, dacă ar funcționa la sarcină maximă, ar transporta aceeași cantitate de energie ca și la funcționarea după graficul real de sarcină în intervalul de timp t.

Dacă se consideră intervalul de timp corespunzător unui an, atunci relația (6.1) devine:

$$T = \frac{\int_0^{8760} I dt}{I_{max}} = \frac{\int_0^{8760} P dt}{P_{max}} = \frac{W_{an}}{P_{max}}. \qquad (6.2)$$

Pentru determinarea *duratei pierderilor maxime* τ, se trasează curba de variație a pătratului curentului cerut de consumator. Suprafața limitată de această curbă și axele de coordonate, *Oflc*, reprezintă, la o scară oarecare, diferită de aceea a curentului I, cantitatea de energie pierdută în intervalul de timp t. Se poate presupune că aceeași cantitate de energie este pierdută într-un interval de timp τ, dacă sarcina absorbită ar fi constantă și egală curentului maxim. În acest caz, pierderile de putere sînt presupuse con-

stante, iar pierderile de energie corespund dreptunghiului *Ofgh*, a cărui bază este τ. Conform figurii 6.1, timpul τ se poate determina grafic din egalitatea celor două suprafețe, iar analitic scriind că:

$$\int_0^t I^2 \, dt = I_{max}^2 \tau,$$

de unde rezultă:

$$\tau = \frac{\int_0^t I^2 \, dt}{I_{max}^2} \tag{6.3}$$

Mărimea τ se numește *timpul* sau *durata pierderilor maxime* (sau prescurtat timpul pierderilor) și reprezintă, convențional, numărul de ore în care instalația funcționînd la sarcină maximă constantă are aceleași pierderi de energie ca și în cazul în care ar funcționa după curba de sarcină reală.

Este evident că dacă regimul încărcării este cunoscut sub forma unei curbe care poate fi exprimată printr-o serie de dreptunghiuri, atunci timpul pierderilor se poate calcula cu relația:

$$\tau = \frac{I_1^2 t_1 + I_2^2 t_2 + \ldots + I_n^2 t_n}{I_{max}^2} = \frac{\sum_1^n I_k^2 t_k}{I_{max}^2} \tag{6.4}$$

în care: $I_1, I_2, \ldots, I_n$ reprezintă diferitele valori ale curentului cerut (ordonatele dreptunghiurilor);

$t_1, t_2, \ldots, t_n$ — numărul de ore corespunzător funcționării la sarcinile cerute.

Dacă se determină timpul pierderilor maxime corespunzător unui an, atunci integrala din ecuația (6.3) sau suma timpilor din ecuația (6.4) se extinde în mod corespunzător ($t = \Sigma t_k = 8760$ h).

Pierderile de energie se mai pot calcula cu ajutorul *curentului mediu pătratic*, în intervalul de timp t. Acesta reprezintă un *curent fictiv, care în intervalul de timp* t *produce aceleași pierderi de energie* ca și în cazul real de funcționare al consumatorului. Conform figurii 6.1 rezultă că suprafața *Oflc* este egală cu suprafața dreptunghiului *Omnc*, sau analitic:

$$\int_0^t I^2 dt = I_{mp}^2 \, t$$

de unde rezultă:

$$I_{mp} = \sqrt{\frac{\int_0^t I^2 \, dt}{t}} = \sqrt{\frac{\int_0^{8760} I^2 dt}{8760}} \tag{6.5}$$

(în ultima egalitate, timpul t corespunde unui an).

Valoarea curentului mediu pătratic se poate determina, în lipsa curbei de sarcină, cu ajutorul curentului maxim și al timpului pierderilor. Acest

lucru reiese imediat din egalitatea suprafețelor dreptunghiulare $Ofgh$ și $Omnc$:

$$I_{max}^2 \tau = I_{mp}^2 t,$$

de unde reiese:

$$\frac{\tau}{t} = \frac{I_{mp}^2}{I_{max}^2} = \frac{S_{mp}^2}{S_{max}^2} \qquad (6.6)$$

sau:

$$I_{mp} = I_{max} \sqrt{\frac{\tau}{t}} = I_{max} \sqrt{\frac{\tau}{8760}}. \qquad (6.7)$$

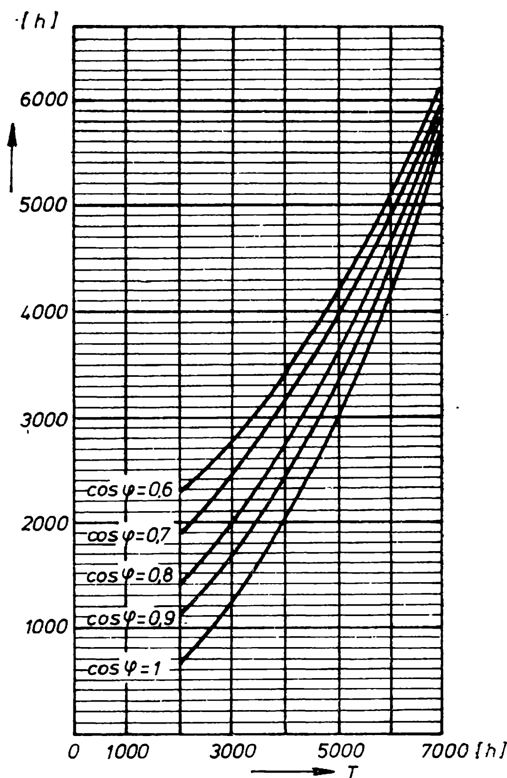


Fig. 6.2. Variația duratei pierderilor τ, în funcție de durata de utilizare a puterii maxime T.

Între timpul de utilizare a puterii maxime T și timpul pierderilor τ este stabilită o legătură prin intermediul curbelor de sarcină. Integrînd o serie de curbe de sarcină, care diferă între ele prin numărul de ore de utilizare a maximului în funcție de caracterul consumatorilor (forță, iluminat, sarcină mixtă) și de curbele pătratice corespunzătoare acestora, se poate stabili pentru fiecare dependența dintre T, τ și $\cos \varphi$. Cu ajutorul acestor date se construiesc curbe de utilitate practică, cu ajutorul cărora se determină timpul pierderilor anuale τ, în funcție de timpul de utilizare anuală a sarcinii maxime și de factorul de putere. Astfel de curbe sînt reprezentate în figura 6.2, din care se observă că pentru timpii T uzuali, τ este cu atît mai mic cu cît factorul de putere al consumatorilor este mai bun.

În afara acestor mărimi, care reprezintă parametrii specifici curbelor de sarcină a consumatorilor și curbelor de pierderi de energie, se mai pot defini și alte elemente necesare în calculul pierderilor de energie.

Astfel, *coeficientul de aplatisare al curbei de sarcină* definit de relația:

$$k_a = \frac{I_{med}}{I_{max}} = \frac{\int_0^t I dt}{t I_{max}} = \frac{T}{t} \qquad (6.8)$$

constituie un indicator orientativ asupra mărimii pierderilor de energie pentru diferite tipuri de curbe de sarcină.

Factorul de formă al curbei de sarcină este determinat de raportul dintre curentul mediu pătratic și curentul mediu, într-un anumit interval de timp:

$$k_f = \frac{I_{mp}}{I_{med}} = \frac{\sqrt{\frac{1}{t}\int_0^t I^2 \mathrm{d}t}}{\frac{1}{t}\int_0^t I \mathrm{d}t} = \frac{\sqrt{\tau t}}{T}. \qquad (6.9)$$

Factorul de pierderi al curbei de sarcină reprezintă raportul dintre pătratul curentului mediu pătratic și pătratul curentului maxim, într-un anumit interval de timp:

$$k_p = \frac{I_{mp}^2}{I_{max}^2} = \frac{\frac{1}{t}\int_0^t I^2 \mathrm{d}t}{I_{max}^2} = \frac{\tau}{T}. \qquad (6.10)$$

Între acești trei factori există relația:

$$k_p = k_f^2 \cdot k_a^2. \qquad (6.11)$$

Evident că acești coeficienți se pot exprima și prin rapoarte de puteri active, reactive sau aparente.

Observație. În exploatarea rețelelor electrice, integralele $\int_0^t I \, \mathrm{d}t$ sau $\int_0^t I^2 \, \mathrm{d}t$ pot fi determinate direct, cu ajutorul contoarelor de energie și a unor „contoare de pierderi". În general însă, atît în exploatare, cît și în proiectare, integralele respective se calculează folosind curbele de sarcină, fie ale puterilor active și reactive, fie ale celor aparente. Informații asupra acestor curbe de sarcină se obțin, de obicei, în exploatare prin generalizarea statistică a rezultatelor unor măsurători efectuate pe grupuri caracteristice de consumatori, iar în proiectare prin prognoză. Aceste informații se pot sintetiza însă suficient de exact prin parametrii T și τ ai curbelor definite pentru curbele de sarcină activă, reactivă sau pentru sarcina aparentă.

6.1.2. CALCULUL PIERDERILOR DE PUTERE ȘI DE ENERGIE ÎN LINIILE ELECTRICE

Pierderile de putere activă în liniile electrice trifazate de curent alternativ, neglijînd pierderile laterale, se determină cu relația cunoscută din electrotehnică:

$$\Delta P = 3RI^2 \cdot 10^{-3} = R\frac{P^2 + Q^2}{U^2} 10^{-3} \text{ [kW]}, \qquad (6.12)$$

în care: R reprezintă rezistența unei faze la temperatura efectivă, în Ω;
- I — valoarea efectivă a curentului de calcul corespunzător puterii cerute, în A;
- P, Q — puterile trifazate, activă și reactivă cerute, în kW, respectiv în kvar;
- U — tensiunea rețelei, care poate fi identificată cu tensiunea nominală, în kV.

Pierderile de putere reactivă în liniile electrice aeriene și subterane se calculează cu relațiile:

$$\Delta Q = 3XI^2 \cdot 10^{-3} = X\frac{P^2 + Q^2}{U^2} 10^{-3} \text{ [kvar]}, \tag{6.13}$$

în care X reprezintă reactanța inductivă pe fază, în Ω.

Pierderile de putere aparentă se vor determina cu relația:

$$\Delta \underline{S} = \Delta P + j\Delta Q = (R + jX)\frac{P^2 + Q^2}{U^2} \cdot 10^{-3} \text{ [kVA]}. \tag{6.14}$$

În calculul pierderilor de energie, efectuat mai jos, se va considera numai primul termen din ecuația (6.14), adică pierderile de energie activă. Pentru un interval de timp t, dacă pierderile de putere activă ΔP sînt constante, atunci pierderile corespunzătoare de energie au valoarea:

$$\Delta W = \Delta Pt = 3RI^2t \cdot 10^{-3} = R\frac{P^2 + Q^2}{U^2} 10^{-3} \text{ [kWh]}. \tag{6.15}$$

În mod obișnuit însă, sarcina consumatorului variază permanent, astfel că pierderile de energie se scriu sub forma generală:

$$\Delta W = 3 \cdot 10^{-3}\ RI_{max}^2 \int_0^t \frac{I^2}{I_{max}^2} \mathrm{d}t \text{ [kWh]}. \tag{6.16}$$

Utilizarea ultimei relații, pentru calculul pierderilor de energie pe o linie electrică, presupune efectuarea integralei (6.16) care nu se poate face decît grafic, deoarece funcția $\frac{I^2}{I_{max}^2} = \varphi(t)$ nu corespunde unei relații algebrice. Pentru a evita această operație dificilă, se folosește timpul pierderilor, observînd că expresia (6.16) se exprimă mai simplu sub forma:

$$\Delta W = \Delta P_{max}\, \tau, \tag{6.17}$$

unde τ reiese din diagrama dată în figura 6.2.

În cazul cînd linia are mai mulți consumatori, atunci pierderile de energie se calculează cu relația:

$$\Delta W = \sum_1^n r_k \left(\frac{S_{kmax}}{U_k}\right)^2 \tau_k \approx \sum_1^n r_k \left(\frac{S_{kmax}}{U_n^2}\right)^2 \tau_k, \tag{6.18}$$

în care S_{kmax} reprezintă puterile maxime aparente pe fiecare tronson de linie;

r_k — rezistențele fiecărui tronson de linie;

τ_k — timpii pierderilor corespunzătoare puterilor S_{kmax}^2.

În calculele aproximative, se poate determina o valoare medie a factorului de putere și o durată medie de utilizare T_{med} a puterilor active maxime a celor n consumatori, pe baza relațiilor:

$$\cos \varphi_{med} = \frac{\sum_1^n P_k}{\sum_1^n S_k}; \quad T_{med} = \frac{\sum_1^n P_{kmax} T_k}{\sum_1^n P_{kmax}}. \tag{6.19}$$

Cu aceste valori medii se determină o durată medie a pierderilor τ_{med}, pentru toată rețeaua, cu ajutorul căreia se calculează apoi pierderile de energie ΔW.

6.1.3. CALCULUL PIERDERILOR DE PUTERE ȘI DE ENERGIE ÎN TRANSFORMATOARE

Pierderile de putere activă în transformatoare sînt de două categorii, și anume:

— pierderea de putere independentă de sarcina transformatorului;

— pierderea de putere care depinde de sarcina transformatorului.

Prima categorie se referă la pierderile la funcționarea în gol a transformatoarelor ΔP_0, egale aproximativ cu pierderile în fier ΔP_{Fe}, iar cea de-a doua categorie se referă la pierderile la funcționarea în scurtcircuit a acestora ΔP_k, egale aproximativ cu pierderile în cupru ΔP_{Cu}. Acestea din urmă sînt proporționale cu pătratul curentului.

Ținînd seama că în cataloagele de transformatoare sînt indicate pierderile în scurtcircuit pentru sarcina nominală a transformatorului $(\Delta P_k)_n$ rezultă că valoarea lor, la o încărcare oarecare, se poate determina cu relația:

$$\Delta P_k = (\Delta P_k)_n \cdot \left(\frac{I}{I_n}\right)^2 = (\Delta P_k)_n \cdot \left(\frac{S}{S_n}\right)^2, \qquad (6.20)$$

în care indicele n arată că pierderile se referă la sarcina nominală.

Pierderile totale de putere activă într-un transformator sînt exprimate de suma pierderilor indicate mai sus, adică:

$$\Delta P_T = \Delta P_0 + \alpha^2 (\Delta P_k)_n, \qquad (6.21)$$

unde $\alpha = \frac{S}{S_n} = \frac{I}{I_n}$ reprezintă coeficientul de încărcare al transformatorului.

Cînd sarcina este distribuită pe mai multe transformatoare conectate în paralel, pierderile totale de putere sînt:

$$(\Delta P_T)_N = N\,\Delta P_0 + \alpha^2 \frac{(\Delta P_k)_n}{N}, \qquad (6.22)$$

unde coeficientul de încărcare corespunde curentului total, adică:

$$\alpha = \frac{I_{tot}}{I_n} = \frac{S_{tot}}{S_n}.$$

Pierderile de putere reactivă în transformatoarele electrice se calculează cu relația:

$$\Delta Q_T \approx \frac{i_0}{100} S_n + \frac{u_k}{100} \alpha^2 S_n, \qquad (6.23)$$

în care: i_0 reprezintă curentul de mers în gol al transformatorului, în %, considerat aproximativ egal cu curentul de magnetizare;

u_k — tensiunea de scurtcircuit a transformatorului, în %;

S_n — puterea nominală a transformatorului.

Primul termen din relația (6.23) reprezintă pierderile de putere reactivă în fierul transformatorului, iar cel de-al doilea termen, pierderile în scurtcircuit ale acestuia.

În cazul cînd nu se cunosc caracteristicile transformatoarelor, se poate considera că pierderile de putere activă reprezintă aproximativ 2% din puterea lor la bornele înfășurării secundare, iar pierderile de putere reactivă —10%, adică:

$$\Delta P_T = 0{,}02\ S_2;\ \Delta Q_T = 0{,}1\ S_2. \tag{6.24}$$

Pierderile de energie într-un transformator în intervalul de timp t, pe baza celor arătate la paragraful 6.1.1 se determină cu relația:

$$\Delta W_T = \Delta P_0 t + \alpha_{max}^2\ (\Delta P_k)_n\ \tau, \tag{6.25}$$

unde coeficientul de încărcare α_{max} corespunde încărcării maxime a transformatorului, în funcție de care a fost considerat timpul pierderilor maxime τ.

Dacă se ține seama de curentul mediu pătratic, definit analog celor arătate la paragraful 6.1.1 pierderile de energie într-un transformator, corespunzător ecuației (6.25) se pot exprima sub forma:

$$\Delta W_T = \Delta P_0 t + \alpha_{mp}^2 \frac{t}{\tau} (\Delta P_k)_n \tau = [\Delta P_0 + \alpha_{mp}^2\ (\Delta P_k)_n] t, \tag{6.26}$$

unde coeficientul mediu pătratic de încărcare este determinat din (6.7) și are valoarea:

$$\alpha_{mp} = \alpha_{max} \sqrt{\frac{\tau}{t}}. \tag{6.27}$$

Evident că relațiile (6.25) și (6.26) se pot generaliza pentru cazul mai multor transformatoare conectate în paralel, fiind de forma:

$$\Delta W_T = N_1\, \Delta P_0\, t_1 + (\alpha_{max}^2)_{N_1} \frac{(\Delta P_k)_{n_1}}{N_1} \tau_1 + N_2\, \Delta P_0\, t_2 + \\ + (\alpha_{max}^2)_{N_2} \frac{(\Delta P_k)_{n_2}}{N_2} \tau_2 + \ldots + N_n \Delta P_0\, t_n + (\alpha_{max}^2)_{N_n} \frac{(\Delta P_k)_{n_n}}{N_n} \tau_n \tag{6.28}$$

și

$$\Delta W_T = \left[N_1\, \Delta P_0 + (\alpha_{mp}^2)_{N_1} \frac{(\Delta P_k)_{n_1}}{N_1}\right] t_1 + \left[N_2\, \Delta P_0 + (\alpha_{mp}^2)_{N_2} \frac{(\Delta P_k)_{n_2}}{N_2}\right] t_2 + \\ + \ldots + \left[N_n\, \Delta P_0 + (\alpha_{mp}^2)_{N_n} \frac{(\Delta P_k)_{n_n}}{N_n}\right] t_n, \tag{6.29}$$

în care: N_n este numărul de transformatoare identice care funcționează t_n [ore/an];

$(\alpha_{max})_{N_n}$ — coeficientul maxim de încărcare, corespunzător grupului N_n de transformatoare identice;

$(\alpha_{mp})_{N_n}$ — coeficientul mediu pătratic de încărcare corespunzător grupului N_n de transformatoare identice.

Rețelele electrice conțin foarte multe noduri și laturi, ceea ce îngreunează calculul pierderilor de putere și de energie. În acest caz, pierderile totale de putere activă și reactivă se vor exprima în funcție de puterile active și reactive din nodurile independente (nodurile consumatoare și generatoare în afara nodului de echilibru), iar în cazul folosirii unor ipoteze simplificatoare, numai în funcție de puterile active din nodurile generatoare.

În cele ce urmează, se va utiliza prima cale evaluînd așa-numiții *coeficienți de pierderi*, pornind de la constatarea evidentă că suma puterilor active și reactive produse de surse și cerute de consumatori este egală cu pierderea totală de putere activă și reactivă din rețea. Considerînd o rețea electrică cu n noduri independente și cu nodul o, ca nod de echilibru, afirmația de mai sus se exprimă sintetic prin relația matriceală:

$$\Delta \underline{S} = [\underline{U}_n]_t [\underline{I}_n^*] + \underline{U}_0 \underline{I}_0^*, \qquad (6.30)$$

în care: $\Delta \underline{S} = \Delta P + \mathrm{j}\, \Delta Q$ reprezintă pierderea totală de putere activă și reactivă din rețea;

$[\underline{U}_n]_t$ — matricea coloană transpusă a tensiunilor nodurilor independente;

$[\underline{I}_n^*]$ — matricea coloană a curenților conjugați injectați la nodurile independente (curenții absorbiți de nodurile consumatoare se consideră curenți injectați negativi);

$\underline{U}_0, \underline{I}_0^*$ — tensiunea, respectiv curentul nodului de echilibru.

Dacă în relația (6.30) se ține seama de relația (5.162) se obține:

$$\Delta \underline{S} = [\underline{I}_n]_t \cdot [\underline{Z}_{nn}] [\underline{I}_n^*] + [\underline{U}_0]_t \cdot [\underline{I}_n^*] + \underline{U}_0 \underline{I}_0^*, \qquad (6.31)$$

în care suma ultimilor doi termeni este nulă. Pentru a arăta acest lucru este suficient să se scrie că:

$$[\underline{U}_0]_t \cdot [\underline{I}_n^*] + \underline{U}_0 \underline{I}_0^* = \overset{\;1 \quad\; 2 \quad\; 3 \qquad\qquad n \quad\; o}{\begin{bmatrix} \underline{U}_0 & \underline{U}_0 & \underline{U}_0 & \dots & \underline{U}_0 & \underline{U}_0 \end{bmatrix}} \cdot \begin{bmatrix} \underline{I}_1^* \\ \underline{I}_2^* \\ \vdots \\ \underline{I}_n^* \\ \underline{I}_0^* \end{bmatrix} = \underline{U}_0 (\underline{I}_1^* + \underline{I}_2^* + \dots + \underline{I}_n^* + \underline{I}_0^*) \equiv 0$$

deoarece, conform primei teoreme a lui Kirchhoff:

$$\underline{I}_1^* + \underline{I}_2^* + \dots + \underline{I}_n^* + \underline{I}_0^* \equiv 0.$$

Deci pierderile totale de putere activă și reactivă se exprimă prin relația:

$$\Delta \underline{S} = [\underline{I}_n]_t [\underline{Z}_{nn}] \cdot [\underline{I}_n^*], \qquad (6.32)$$

care poate fi scrisă dezvoltat sub forma:

$$\underline{\Delta S} = \Delta P + j\Delta Q = [\underline{I}_1\ \underline{I}_2 \dots \underline{I}_n] \begin{Bmatrix} \underline{Z}_{11} & \underline{Z}_{12} \dots & \underline{Z}_{1n} \\ \underline{Z}_{21} & \underline{Z}_{22} & \underline{Z}_{2n} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \underline{Z}_{n1} & \underline{Z}_{n2} & \underline{Z}_{nn} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \underline{I}_1^* \\ \underline{I}_2^* \\ \vdots \\ \underline{I}_n^* \end{Bmatrix} =$$

$$= \underline{Z}_{11}I_1^2 + \underline{Z}_{21}\underline{I}_2\underline{I}_1^* + \dots + \underline{Z}_{n1}\underline{I}_n\underline{I}_1^* + \underline{Z}_{12}\underline{I}_1\underline{I}_2^* + \underline{Z}_{22}\underline{I}_2^2 + \dots + \underline{Z}_{n2}\underline{I}_n\underline{I}_2^* + \dots$$

$$\dots + \underline{Z}_{1n}\underline{I}_1\underline{I}_n^* + \underline{Z}_{2n}\underline{I}_2\underline{I}_n^* + \dots + \underline{Z}_{nn}\underline{I}_n^2. \quad (6.33)$$

Ţinînd seama că:

$$\underline{Z}_{ij} = \underline{Z}_{ji}; \quad \underline{I}_i^*\underline{I}_j + \underline{I}_i\underline{I}_j^* = 2\,\mathrm{Re}\,(\underline{I}_i\underline{I}_j^*) = 2\ I_iI_j \cos\delta_{ij},$$

unde δ_{ij} reprezintă unghiul relativ între fazorii de curent $\underline{I}_i$ şi $\underline{I}_j$, relaţia (6.33) devine:

$$\Delta P + j\Delta Q = \underline{Z}_{11}I_1^2 + \underline{Z}_{22}I_2^2 + \dots + \underline{Z}_{nn}I_n^2 + 2\,\underline{Z}_{12}I_1I_2\cos\delta_{12} +$$

$$+ 2\,\underline{Z}_{1n}I_1\,I_n\cdot\cos\delta_{1n} + 2\,\underline{Z}_{2n}I_2I_n\ \cos\delta_{2n} + \dots \quad (6.34)$$

În relaţia (6.34) se separă părţile reale şi imaginare şi se obţin pierderile totale de putere activă şi reactivă

$$\Delta P = R_{11}I_1^2 + R_{22}I_2^2 + \dots + R_{nn}I_n^2 + 2\ R_{12}I_1I_2\cos\delta_{12} + \dots +$$

$$+ 2\ R_{1n}I_1I_n\cos\delta_{1n} + 2R_{2n}I_2I_n\cos\delta_{2n} + \dots \quad (6.35)$$

$$\Delta Q = X_{11}I_1^2 + X_{22}I_2^2 + \dots + X_{nn}I_n^2 + 2\ X_{12}I_1I_2\cos\delta_{12} + \dots +$$

$$+ 2X_{1n}I_1I_n\cos\delta_{1n} + 2X_{2n}I_2I_n\cos\delta_{2n} + \dots \quad (6.36)$$

În nodurile reţelei se cunosc însă, în general, puterile şi nu curenţii. Puterile la toate nodurile independente ale reţelei se pot exprima printr-un vector al puterilor, rezultat din înmulţirea matricei tensiunilor nodale (matrice diagonală) cu matricea coloană a curenţilor nodali conjugaţi, adică:

$$\begin{Bmatrix} \underline{S}_1 = \underline{U}_1\ \underline{I}_1^* \\ \underline{S}_2 = \underline{U}_2\ \underline{I}_2^* \\ \vdots \\ \underline{S}_n = \underline{U}_n\ \underline{I}_n^* \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \underline{U}_1 & & & & \\ & \underline{U}_2 & & & \\ & & \cdot & & \\ & & & \cdot & \\ & & & & \underline{U}_n \end{Bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \underline{I}_1^* \\ \underline{I}_2^* \\ \vdots \\ \underline{I}_n^* \end{Bmatrix} \quad (6.37)$$

sau concentrat:

$$[\underline{S}_n] = [\underline{U}_{nd}]\,[\underline{I}_n^*], \quad (6.38)$$

de unde reiese că:

$$[\underline{I}_n^*] = [\underline{U}_{nd}]^{-1}\cdot[\underline{S}_n] \text{ şi } [\underline{I}_n]_t =]\underline{S}_n^*]_t\cdot[\underline{U}_{nd}^*]^{-1}, \quad (6.39)$$

în care prin $\underline{U}_{nd}$ s-au notat tensiunile nodale.

Înlocuind relaţiile (6.39) în relaţia (6.32) se obţine relaţia pierderilor de putere:

$$[\underline{\Delta S}] = [\underline{S}_n^*]_t\,[\underline{U}_{nd}^*]^{-1}\,[\underline{Z}_{nn}]\cdot[\underline{U}_{nd}]^{-1}\,[\,\underline{S}_n] \quad (6.40)$$

sau sub formă dezvoltată:

$$\underline{\Delta S} =$$

$$= [\underline{S}_1^* \, \underline{S}_2^* \ldots \underline{S}_n^*] \begin{bmatrix} \frac{1}{\underline{U}_1^*} & & & \\ & \frac{1}{\underline{U}_2^*} & & \\ & & \ddots & \\ & & & \frac{1}{\underline{U}_n^*} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{Z}_{11} & \underline{Z}_{12} & \ldots & \underline{Z}_{1n} \\ \underline{Z}_{21} & \underline{Z}_{22} & \ldots & \underline{Z}_{2n} \\ \vdots & & & \\ \underline{Z}_{n1} & \underline{Z}_{n2} & \ldots & \underline{Z}_{nn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{\underline{U}_1} & & & \\ & \frac{1}{\underline{U}_2} & & \\ & & \ddots & \\ & & & \frac{1}{\underline{U}_n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{S}_1 \\ \underline{S}_2 \\ \vdots \\ \underline{S}_n \end{bmatrix} \tag{6.41}$$

Efectuînd înmulțirea matricelor rezultă:

$$\underline{\Delta S} = \underline{Z}_{11} \frac{S_1^2}{U_1^2} + \underline{Z}_{22} \frac{S_2^2}{U_2^2} + \ldots + \underline{Z}_{nn} \frac{S_n^2}{U_n^2} +$$

$$+ \underline{Z}_{12} \frac{\underline{S}_1 \underline{S}_2^*}{\underline{U}_1 \underline{U}_2^*} + \underline{Z}_{21} \frac{\underline{S}_2 \underline{S}_1^*}{\underline{U}_2 \underline{U}_1^*} + \ldots + \underline{Z}_{1n} \frac{\underline{S}_1 \underline{S}_n^*}{\underline{U}_1 \underline{U}_n^*} + \underline{Z}_{n1} \frac{\underline{S}_n \underline{S}_1^*}{\underline{U}_n \underline{U}_1^*} + \underline{Z}_{2n} \frac{\underline{S}_2 \underline{S}_n^*}{\underline{U}_2 \underline{U}_n^*} +$$

$$+ \underline{Z}_{n2} \frac{\underline{S}_n \underline{S}_2^*}{\underline{U}_n \underline{U}_2^*}. \tag{6.42}$$

Suma produselor complex conjugate se calculează după cum urmează:

$$\frac{\underline{S}_i \underline{S}_j^*}{\underline{U}_i \underline{U}_j^*} + \frac{\underline{S}_i^* \underline{S}_j}{\underline{U}_i^* \underline{U}_j} = 2 \operatorname{Re} \frac{\underline{S}_i \underline{S}_j^*}{\underline{U}_i \underline{U}_j^*} = 2 \operatorname{Re} \frac{(P_i + \mathrm{j}\, Q_i)\,(P_j - \mathrm{j}\, Q_j)}{U_i\, U_j} (\cos\theta_{ij} - \mathrm{j} \sin\theta_{ij}) =$$

$$= 2 \frac{(P_i P_j + Q_i Q_j) \cos\theta_{ij} - (P_i Q_j - P_j Q_i) \sin\theta_{ij}}{U_i U_j}, \tag{6.43}$$

unde θ_{ij} reprezintă unghiul de decalaj între fazorii tensiunilor $\underline{U}_i$ și $\underline{U}_j$.

Ținînd seama de relația (6.43) și separînd părțile reale și imaginare din relația (6.42) se obține:

$$\Delta P = R_{11} \frac{P_1^2 + Q_1^2}{U_1^2} + R_{22} \frac{P_2^2 + Q_2^2}{U_2^2} + 2 \frac{P_1 P_2 + Q_1 Q_2}{U_1 U_2} R_{12} \cos\theta_{12} -$$

$$- 2 \frac{P_1 Q_2 - Q_1 P_2}{U_1 U_2} R_{12} \sin\theta_{12} + \ldots + R_{nn} \frac{P_n^2 + Q_n^2}{U_n^2} +$$

$$+ 2 \frac{P_1 P_n + Q_1 Q_n}{U_1 U_n} R_{1n} \cos\theta_{1n} - 2 \frac{P_1 Q_n - Q_1 P_n}{U_1 U_n} R_{1n} \sin\theta_{1n} +$$

$$+ 2 \frac{P_2 P_n + Q_2 Q_n}{U_2 U_n} R_{2n} \cos\theta_{2n} - 2 \frac{P_2 Q_n - Q_2 P_n}{U_2 U_n} R_{2n} \sin\theta_{2n} \tag{6.44}$$

$$\Delta Q = X_{11}\frac{P_1^2 + Q_1^2}{U_1^2} + X_{22}\frac{P_2^2 + Q_2^2}{U_2^2} + 2\,\frac{P_1P_2 + Q_1Q_2}{U_1U_2}X_{12}\cos\theta_{12} -$$

$$- 2\,\frac{P_1Q_2 - Q_1P_2}{U_1U_2}X_{12}\sin\theta_{12} + \dots + X_{nn}\frac{P_n^2 + Q_n^2}{U_n^2} +$$

$$+ 2\,\frac{P_1P_n + Q_1Q_n}{U_1U_n}X_{1n}\cos\theta_{1n} - 2\,\frac{P_1Q_n - Q_1P_n}{U_1U_n}X_{1n}\sin\theta_{1n} +$$

$$+ 2\,\frac{P_2P_n + Q_2Q_n}{U_2U_n}X_{2n}\cos\theta_{2n} - 2\,\frac{P_2Q_n - Q_2P_n}{U_2U_n}X_{2n}\sin\theta_{2n} \qquad (6.45)$$

Forma de scriere a relațiilor se simplifică dacă se fac notațiile:

$$B_{ii} = \frac{R_{ii}}{U_i^2};\quad B_{ij} = \frac{R_{ij}}{U_iU_j}\cos\theta_{ij};\quad C_{ij} = \frac{R_{ij}}{U_iU_j}\sin\theta_{ij};$$

$$B'_{ii} = \frac{X_{ii}}{U_i^2};\quad B'_{ij} = \frac{X_{ij}}{U_iU_j}\cos\theta_{ij};\quad C'_{ij} = \frac{X_{ij}}{U_iU_j}\sin\theta_{ij}. \qquad (6.46)$$

Coeficienții (6.46) se numesc *coeficienți de pierderi*, cu ajutorul cărora se obțin, din relațiile (6.44) și (6.45), următoarele formule generale ale pierderilor de putere activă și reactivă:

$$\Delta P = \sum_1^n B_{ii}(P_i^2 + Q_i^2) + 2\sum_{i=1}^{n-1}\sum_{j=2}^{n} B_{ij}(P_iP_j + Q_iQ_j) -$$

$$- 2\sum_{i=1}^{n-1}\sum_{j=2}^{n} C_{ij}\,(P_iQ_j - Q_iP_j); \qquad (6.47)$$

$$\Delta Q = \sum_1^n B'_{ii}(P_i^2 + Q_i^2) + 2\sum_{i=1}^{n-1}\sum_{j=2}^{n} B'_{ij}(P_iP_j + Q_iQ_j) -$$

$$- 2\sum_{i=1}^{n-1}\sum_{j=2}^{n} C'_{ij}(P_iQ_j - Q_iP_j). \qquad (6.48)$$

Dacă unghiurile dintre fazorii tensiunilor nodale sînt foarte mici, atunci se obține:

$$B_{ij} \approx \frac{R_{ij}}{U_iU_j};\quad C_{ij} = 0;\quad B'_{ij} \approx \frac{X_{ij}}{U_iU_j};\quad C'_{ij} = 0 \qquad (6.49)$$

și:

$$\Delta P = \sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{n} B_{ij}(P_iP_j + Q_iQ_j); \qquad (6.50)$$

$$\Delta Q = \sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{n} B'_{ij}(P_iP_j + Q_iQ_j). \qquad (6.51)$$

Aplicarea acestor relații se va face pe rețeaua din exemplul 6.1.

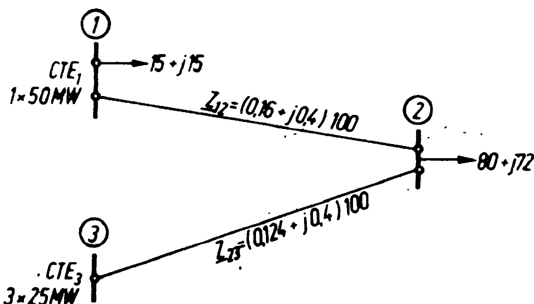


Fig. 6.3. Rețea electrică cu trei noduri corespunzătoare aplicației 6.1.

Aplicația 6.1

Se consideră sistemul electroenergetic din figura 6.3.

Tensiunea nominală este 110 kV. Linia *1—2* are secțiunea de 185 mm² și lungimea de 100 km.

Linia *2—3* are secțiunea de 240 mm² și lungimea de 100 km. Sarcina consumatorului din nodul *2* este în cazul cos φ necompensat de 80 MW și 72 Mvar, iar în cazul compensat cos φ = 0,95 de 80 MW și 26 Mvar. În nodurile *1* și *3* sînt conectate centrale termoelectrice cu grupuri de puteri nominale reprezentate pe figură. Să se calculeze pierderile totale de putere activă și reactivă pentru cos φ necompensat și pentru cos φ compensat.

Rezolvare

Se consideră nodul *3* ca nod de echilibru și se calculează matricea $[\underline{Z}_{nn}]$ a impedanțelor nodale, fie prin inversarea matricei $[\underline{Y}_{nn}]$ a admitanțelor nodale, fie prin metoda injectării curentului unitar.

În primul caz, se scrie că:

$$[\underline{Y}_{nn}] = \begin{vmatrix} \underline{Y}_{11} & \underline{Y}_{12} \\ \underline{Y}_{21} & \underline{Y}_{22} \end{vmatrix} = \begin{array}{c|c|c|} & 1 & 2 \\ \hline 1 & 8{,}62 - \mathrm{j}\,21{,}55 & -(8{,}62 - \mathrm{j}\,21{,}55) \\ \hline 2 & -(8{,}62 - \mathrm{j}\,21{,}55) & \begin{array}{c} 8{,}62 - \mathrm{j}\,21{,}55 + \\ + 7{,}07 - \mathrm{j}\,22{,}8 \end{array} \end{array} \cdot 10^{-3},$$

în care s-a ținut seama că:

$$\underline{Y}_{11} = \underline{y}_{12};\ \underline{Y}_{12} = -\underline{y}_{12};\ \underline{Y}_{21} = -\underline{y}_{12};\ \underline{Y}_{22} = \underline{y}_{21} + \underline{y}_{23};$$

$$\underline{y}_{12} = \frac{1}{16 + \mathrm{j}\,40} = (8{,}62 - \mathrm{j}\,21{,}55)10^{-3};\ \underline{y}_{23} = \frac{1}{12{,}4 + \mathrm{j}\,40} =$$

$$= (7{,}07 - \mathrm{j}\,22{,}8)10^{-3}.$$

Rezolvînd determinantul $\underline{Y}_{nn}$ se obține:

$$\text{Det. } [\underline{Y}_{nn}] = (8{,}62 - \mathrm{j}\,21{,}55)\,(15{,}69 - \mathrm{j}\,44{,}35) - (8{,}62 - \mathrm{j}\,21{,}55)^2 =$$

$$= -\,(430{,}39 + \mathrm{j}\,348{,}9).$$

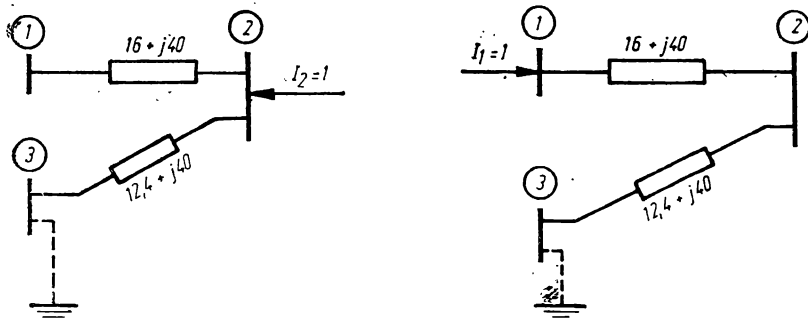


Fig. 6.4. Scheme pentru determinarea matricei $[\underline{Z}_{nn}]$ cu ajutorul curentului unitar de injecție, corespunzătoare aplicației 6.1.

Matricea $[\underline{Z}_{nn}]$ se obține scriind că:

$$[\underline{Z}_{nn}] = \begin{array}{c|c|c|} 1 & R_{11} + jX_{11} & R_{12} + jX_{12} \\ \hline 2 & R_{21} + jX_{21} & R_{22} + jX_{22} \end{array} =$$

$$= \frac{1}{-(430{,}39 + j\,348{,}9)} \begin{vmatrix} 15{,}69 - j\,44{,}3 & 8{,}62 - j\,21{,}55 \\ 8{,}62 - j\,21{,}55 & 8{,}62 - j\,21{,}55 \end{vmatrix} =$$

$$= \begin{vmatrix} 28{,}4 + j\,80 & 12{,}4 + j\,39{,}99 \\ 12{,}4 + j\,39{,}99 & 12{,}4 + j\,39{,}99 \end{vmatrix}.$$

În cel de-al doilea caz, dacă se injectează un curent unitar, succesiv în nodurile *1* și *2* din figura 6.4, se obține:

$\underline{Z}_{11} = 28{,}4 + j\,80$ — egală numeric cu diferența de potențial (căderea de tensiune) dintre nodul *1* și nodul de echilibru, cînd se injectează curentul unitar la nodul *1*;

$\underline{Z}_{12} = 12{,}4 + j\,40$ — egală numeric cu diferența de potențial (căderea de tensiune) dintre nodul *1* și nodul de echilibru, cînd se injectează curentul unitar la nodul *2*;

$\underline{Z}_{21} = 12{,}4 + j\,40$ — egală numeric cu diferența de potențial (căderea de tensiune) dintre nodul *2* și nodul de echilibru, cînd se injectează curentul unitar la nodul *1*;

$\underline{Z}_{22} = 12{,}4 + j\,40$ — egală numeric cu diferența de potențial (căderea de tensiune) dintre nodul *2* și nodul de echilibru, cînd se injectează curentul unitar la nodul *2*.

Coeficienţii de pierderi se vor calcula cu relaţiile (6.46), considerînd tensiunile U_1 şi U_2 egale între ele şi egale cu 110 kV. Rezultă:

$$B_{11} = \frac{28,4}{110^2} = 2,347 \cdot 10^{-3}; \quad B_{12} = \frac{12,4}{110^2} = 1,024 \cdot 10^{-3};$$

$$B_{22} = \frac{12,4}{110^2} = 1,024 \cdot 10^{-3};$$

$$B'_{11} = \frac{80}{110^2} = 6,611 \cdot 10^{-3}; \quad B'_{12} = \frac{39,99}{110^2} = 3,305 \cdot 10^{-3};$$

$$B'_{22} = \frac{39,99}{110^2} = 3,305 \cdot 10^{-3}$$

Pentru calculul pierderilor se aplică relaţiile (6.47) şi (6.48) obţinîndu-se:
— *pentru cazul în care se consideră cosφ necompensat:*

$$\Delta P = B_{11}(P_1^2 + Q_1^2) + 2\,B_{12}(P_1P_2 + Q_1Q_2) + B_{22}(P_2^2 + Q_2^2) =$$
$$= 2,347 \cdot 10^{-3}[(50 - 15)^2 + (40 - 15)^2] + 2 \cdot 1,024 \cdot 10^{-3}[(-80) \cdot (50 - 15) +$$
$$+ (-72)\,(40-15)] + 1,024 \cdot 10^{-3}\,[(-80)^2 + (-72)^2] = 6,714 \text{ MW};$$

$$\Delta Q = B'_{11}\,(P_1^2 + Q_1^2) + 2B'_{12}(\,P_1P_2 + Q_1Q_2\,) + B'_{22}\,(P_2^2 + Q_2^2) =$$
$$= 6,611 \cdot 10^{-3}\,[(50-15)^2 + (40-15)^2] + 2 \cdot 3,305 \cdot 10^{-3}\,[(-80)\,(50-15) +$$
$$+(-72)\,(40-15)] + 3,305 \cdot 10^{-3}\,[\,(-80)^2 + (-72)^2] = 20,109 \text{ Mvar};$$

— *pentru cazul în care se consideră cosφ compensat:*

$$\Delta P = 2,347,10^{-3}\,[(50-15)^2 + (40-15)^2\,] + 2 \cdot 1,024 \cdot 10^{-3}.$$
$$[(-80)\,(50-15) + (-26)\,(40-15)] + 1,024 \cdot 10^{-3}\,[(-80)^2 + (-26)^2] =$$
$$= 4,421 \text{ MW}.$$

$$\Delta Q = 6,611 \cdot 10^{-3}\,[\,(50-15)^2 + (40-14)^2] + 2 \cdot 3,305 \cdot 10^{-3}.$$
$$[(-80)\,(50-15) + (-26)\,(40-15)] + 3,305 \cdot 10^{-3}\,[(80)^2 + (-26)^2] =$$
$$= 12,812 \text{ Mvar}.$$

6.2. REDUCEREA PIERDERILOR DE ENERGIE ÎN REŢELE ŞI SISTEME ELECTRICE

Reducerea pierderilor de energie în reţele ridică foarte mult eficienţa economică a sistemelor electroenegetice şi se asigură atît prin *măsuri tehnologice,* care privesc proiectarea şi construcţia instalaţiilor, cît şi prin *măsuri de exploatare.*

6.2.1. MĂSURI TEHNOLOGICE DE REDUCERE A PIERDERILOR DE ENERGIE ÎN REȚELELE ȘI SISTEMELE ELECTRICE

În cele mai multe cazuri, măsurile tehnologice sau constructive au un rol mai important decît cele de exploatare și trebuie aplicate încă din faza de proiectare a instalațiilor. Ele implică însă investiții suplimentare, astfel încît aplicarea lor trebuie totdeauna bine justificată. Dintre aceste măsuri se amintesc următoarele: *micșorarea rezistențelor rețelelor electrice, ridicarea nivelului de tensiune, trecerea la tensiuni nominale de funcționare mai ridicate* și *compensarea puterii reactive*, legată de *îmbunătățirea factorului de putere în rețele* și de *optimizarea circulației acesteia*. Asupra acestei ultime măsuri se va insista în mod deosebit.

6.2.1.1. *Micșorarea rezistențelor rețelelor electrice.* Micșorarea rezistențelor rețelelor electrice se poate realiza prin întărirea lor, adică prin construirea de linii noi și montarea de transformatoare suplimentare, pentru transportul și distribuția energiei și prin înlocuirea conductoarelor de secțiuni mai mici, cu altele de secțiuni mai mari. Mărirea secțiunii este justificată numai dacă *densitatea efectivă* a curentului depășește *densitatea economică* și se realizează fie prin înlocuirea conductoarelor uzate sau a celor necorespunzătoare, care cresc pierderile, fie prin dublarea unor circuite, în cazul liniilor de înaltă tensiune.

Pentru evitarea unor astfel de lucrări care necesită investiții, este deosebit de importantă problema alegerii corecte a secțiunilor conductoarelor la proiectarea liniilor, care să țină seama totdeauna de perspectiva dezvoltării consumatorilor și a sistemului electroenergetic pe o perioadă de $5 \div 10$ ani. Alegerea corectă a anului de calcul a secțiunii este tot atît de importantă, ca și alegerea densității economice de curent. Dacă anul de calcul este prea apropiat, depășirea densității economice de curent este foarte probabilă, iar dacă anul de calcul este prea îndepărtat, se vor face investiții suplimentare nejustificate pentru mai mulți ani. Însăși necesitatea schimbării secțiunilor conductoarelor cu unele mai mari, reprezintă o dovadă a alegerii incorecte a densității economice de curent, dacă montarea unui al doilea circuit paralel nu este economic justificată.

Instalarea transformatoarelor noi pentru întărirea rețelelor nu este justificată numai de reducerea pierderilor, ci și de crearea unei rezerve, în cazul deconectării forțate a unora din cele existente sau pentru descărcarea acestora, cînd sarcina depășește puterea lor nominală. Încărcarea transformatoarelor trebuie să fie cea optimă, adică să corespundă unui regim de funcționare cu pierderi minime.

6.2.1.2. *Creșterea nivelului de tensiuni în rețelele electrice.* Se poate demonstra că, în medie, pentru fiecare procent de ridicare a nivelului tensiunii de funcționare a instalațiilor, pierderile de putere, care sînt proporționale cu pătratul curentului, se reduc cu circa 2% din valoarea lor absolută. În schimb pierderile de putere în fierul transformatoarelor, care nu depind de sarcina acestora, ci numai de tensiunea de alimentare, cresc cu mai mult de 2% din valoarea lor absolută. Totodată, cresc *) puterile active și reactive vehiculate în rețele, ceea ce conduce de asemenea la o mărire oarecare a pier-

*) Această creștere a puterilor active și reactive pe linii cu creșterea nivelului de tensiune, se pune în evidență cu ajutorul caracteristicilor statice ale consumatorilor.

derilor. Cu toate acestea, pierderile în ansamblu scad simţitor, dacă nivelul tensiunilor creşte.

Pentru a pune în evidenţă acest fapt şi a evalua aproximativ acest efect, se va determina ordinul de mărime al variaţiei pierderilor totale de putere activă, în raport cu tensiunea medie de alimentare.

Referindu-ne la expresia pierderilor în cuprul transformatoarelor, se poate scrie că:

$$\Delta P_{Cu} = \sum_{1}^{n} \frac{P_k^2 + Q_k^2}{U_k^2} r_k.$$

Variaţia lor în raport cu o tensiune medie, U_{med} este:

$$\frac{\partial (\Delta P_{Cu})}{\partial U_{med}} = \sum_{1}^{n} r_k \left[\frac{2P_k}{U_k^2} \cdot \frac{\partial P_k}{\partial U_{med}} + \frac{2Q_k}{U_k^2} \cdot \frac{\partial Q_k}{\partial U_{med}} - 2 \frac{P_k^2 + Q_k^2}{U_k^3} \cdot \frac{\partial U_k}{\partial U_{med}} \right] \cdot \quad (6.52)$$

Se admite în mod convenţional, că pentru o variaţie cu 1 % a tensiunii medii, puterile active variază cu 1 %, cele reactive cu 3 % iar variaţia tensiunii U_k este aceeaşi cu variaţia tensiunii U_{med}, adică:

$$\frac{\partial P_k}{\partial U_{med}} \approx \frac{1}{100} \cdot \frac{P_k}{U_{med}}; \quad \frac{\partial Q_k}{\partial U_{med}} \approx \frac{3}{100} \cdot \frac{Q_k}{U_{med}}; \quad \frac{\partial U_k}{\partial U_{med}} \approx 1{,}00 \quad (6.53)$$

Ţinînd seama de aceste variaţii rezultă:

$$\frac{\partial (\Delta P_{Cu})}{\partial U_{med}} \approx -2 \frac{\Delta P_{Cu}}{U_{med}} + \sum_{1}^{n} \frac{2}{U_{med}} r_k \left(\frac{1}{100} \cdot \frac{P_k^2}{U_{med}^2} + \frac{3}{100} \cdot \frac{Q_k^2}{U_{med}^2} \right) \quad (6.54)$$

Dacă se consideră raportul mediu dintre puterile reactivă şi activă $Q_k/P_k = 0{,}5$, pierderile în cuprul transformatoarelor sînt definite de relaţia:

$$\Delta P_{Cu} = 1{,}25 \sum_{1}^{n} r_k \frac{P_k^2}{U_{med}^2}, \quad (6.55)$$

iar variaţia acestor pierderi, exprimată de ecuaţia (6.54), devine:

$$\frac{\partial (\Delta P_{Cu})}{\partial U_{med}} = -2 \frac{\Delta P_{Cu}}{U_{med}} + \frac{1}{U_{med}} \cdot \frac{0{,}035}{1{,}25} \Delta P_{Cu} = -1{,}972 \frac{\Delta P_{Cu}}{U_{med}}. \quad (6.56)$$

Această relaţie, care poate fi aplicată şi pentru liniile electrice, arată că pierderile de putere scad cu aproximativ 2 % din valoarea lor absolută, cînd nivelul tensiunii creşte cu 1 %. Dacă raportul puterilor scade, atunci pierderile de putere se reduc şi mai mult.

În transformatoare însă, pierderile de putere în fierul acestora creşte. De obicei, pentru transformatoarele montate în reţelele electrice, aceste pierderi reprezintă aproximativ 15 % din pierderile totale. Dacă se consideră că variaţia lor se produce cu puterea a treia a tensiunii din reţea, atunci se poate scrie că:

$$\left[\frac{\partial (\Delta P_T)}{\partial U_{med}} \right]_T = \frac{\partial (\Delta P_{Cu} + \Delta P_0)}{\partial U_{med}} = (-0{,}85 \cdot 1{,}972 + 3 \cdot 0{,}15) \frac{\Delta P}{U_{med}} =$$

$$= -1{,}21 \frac{\Delta P}{U_{med}}, \quad (6.57)$$

adică, la o creștere a tensiunii de alimentare cu 1 %, pierderile totale de putere activă în transformatoare se reduc cu aproximativ 1,2 % din valoarea lor absolută.

În cazul scăderii sistematice a nivelului de tensiune în rețea cu 3÷5 %, ridicarea tensiunii pînă la nivelul normal poate reduce pierderile în ansamblu cu 4÷6 % din valoarea lor absolută, ceea ce reprezintă un aport important al eficienței funcționării rețelelor electrice.

6.2.1.3. *Trecerea rețelelor electrice la tensiuni mai ridicate.* Această măsură este justificată din punct de vedere economic, dacă izolația rețelelor electrice respective permite creșterea tensiunii de 1,5÷2 ori față de tensiunea actuală de serviciu. Asemenea rețele, care permit o astfel de creștere a tensiunii, sînt rețelele subterane de joasă și de medie tensiune, cele aeriene de joasă tensiune, iar în unele cazuri, și cele de medie tensiune. Este deci posibilă trecerea rețelelor de joasă tensiune de 220 V la 380 V, între faze, cu cheltuieli mici. În unele cazuri însă, chiar tensiunea 380/220 V s-a dovedit a fi prea mică, înlocuirea ei fiind avantajoasă din punct de vedere economic cu o tensiune mai ridicată, pentru care sînt necesare secțiuni de conductoare mai mici.

Introducerea unor tensiuni mai înalte, impune însă rezolvarea unor probleme tehnice și o justificare economică pentru fiecare caz în parte. Este suficient să se amintească, că introducerea tensiunii 380/220 V în rețeaua urbană, presupune rebobinări sau schimbarea conexiunilor motoarelor electrice asincrone din triunghi în stea, ceea ce le micșorează gradul de siguranță datorită solicitării crescute a izolației. De asemenea, este necesară înlocuirea unor transformatoare de alimentare a consumatorilor, a contoarelor de energie electrică, a unor aparate electrocasnice etc. De aceea, trecerea la tensiuni superioare este economică, mai ales în cazul unor întreprinderi mari sau alimentării unor zone cu consumuri mari de energie.

Teoretic, este posibilă trecerea rețelelor subterane de medie tensiune de la 5 la 6 kV și de la 30 la 35 kV. Întrucît gabaritele liniilor electrice aeriene cu tensiuni nominale de la 6 la 15 kV sînt identice, se poate trece de la tensiunea nominală de 6 la cea de 10 sau chiar 15 kV, dacă înlocuirea izolatoarelor este justificată din punct de vedere economic.

Pentru rețelele de înaltă tensiune se poate trece la tensiuni superioare prin instalarea de autotransformatoare la începutul și sfîrșitul liniilor. Rațiunea economică a unor astfel de ridicări a tensiunii trebuie însă verificată pentru condițiile concrete ale regimului de transport de energie electrică.

6.2.1.4. *Compensarea puterii reactive. Îmbunătățirea factorului de putere.* Sarcina reactivă a unui sistem electroenergetic se compune din puterea de magnetizare cerută de echipamentul electric al consumatorilor și cea necesară pentru transportul și distribuția energiei electrice prin linii și transformatoare. În general, ea se poate aprecia, considerînd că sarcina inductivă a consumatorilor este de circa 0,75 kvar/kW, iar pierderile de putere reactivă în instalațiile de transport și de distribuție sînt de 0,25 kvar/kW. În aceste condiții, rezultă că, în medie, necesarul de putere reactivă în sistemele electroenergetice este de același ordin de mărime cu sarcina activă.

Pentru acoperirea acestui necesar de putere reactivă există în principal următoarele mijloace: *generatoarele electrice din centrale, surse speciale de*

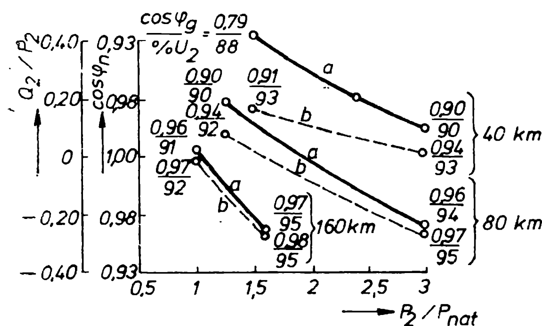


Fig. 6.5. Valorile optime ale puterilor reactive transportabile pe linii aeriene în funcție de puterea cerută la consumator pentru diferite încărcări ale acestora.

putere reactivă (baterii de condensatoare și compensatoare sincrone) și liniile electrice.

a. Generatoarele electrice

În sistemele electroenergetice mai slab dezvoltate, principala sursă de putere reactivă o constituie generatoarele centralelor electrice. Pentru sisteme electroenergetice mai dezvoltate însă, cu creșterea lungimii și a tensiunii de transport a liniilor, scade valoarea puterii reactive economic transportabile pe linii; în consecință, ponderea generatoarelor în balanța puterilor reactive trebuie redusă în favoarea celorlalte mijloace speciale de compensare.

Se menționează însă, că pentru funcționarea optimă a unui sistem electroenergetic, este necesar să se determine puterile reactive ce pot fi transmise economic pe liniile de înaltă tensiune, de la centralele mari spre zonele de consum. Diferența de putere reactivă va fi debitată local de alte surse. Cu titlu informativ, în figura 6.5 se dau valorile optime ale puterilor reactive transportabile pe liniile electrice aeriene, raportate la puterea activă P_2 cerută de consumatori, pentru diferite stări de încărcare exprimate în fracțiuni din puterea naturală a liniei ($P_2 = k\ P_{nat}$). Rezultatele sînt prezentate pentru anumite lungimi de linii existente *a* sau în fază de proiectare *b*, considerîndu-se transformatoare cu o reactanță de scurtcircuit medie de 10%. În aceeași figură sînt indicate și valorile factorilor de putere la generator, la sarcină maximă în regim normal și nivelul de tensiune la barele de joasă tensiune, corespunzător regimului optim de transport al puterii reactive, în procente din tensiunea de la capătul de alimentare al liniei.

Din interpretarea curbelor din figura 6.5, rezultă că odată cu creșterea lungimii și a puterii active transmise prin linii, scade puterea reactivă transmisibilă, crește factorul de putere al generatoarelor și scad căderile de tensiune în regim normal. Se constată, de exemplu că, la transportul unor puteri active egale cu 1,5 P_{nat}, factorul de putere la generator crește la 0,97, iar tensiunea este 0,95 U_2, pentru linii cu lungimi de ordinul a 160 km; în consecință, în acest caz, este economic să se transporte pe linie o putere reactivă redusă, deficitul urmînd a fi compensat prin surse locale la consumatori. Pentru sistemul energetic al țării noastre, de exemplu, este avantajos din punct de vedere al nivelului de tensiune, un factor de putere de 0,95÷0,96 la capătul dinspre centrale al liniilor de 220 kV și de 0,96÷0,99 la liniile de 400 kV.

b — **Baterii de condensatoare şi compensatoare sincrone**

În sistemele electroenergetice puternice, ponderea generatoarelor în balanţa puterilor reactive scade * în favoarea surselor speciale de putere reactivă — bateriile de condensatoare şi compensatoarele sincrone — ca urmare a reducerii puterii reactive economic transportabile prin linii.

În cele ce urmează nu se face analiza funcţionării tehnice a acestor surse, care se va efectua la capitolul de reglare a tensiunii, ci mai ales eficienţa utilizării şi criteriul de alegere a acestora.

Eficienţa utilizării acestor surse se stabileşte pe baza unui *indicator tehnico-economic* care se numeşte *echivalentul energetic al puterii reactive* λ; el reprezintă raportul dintre reducerea pierderilor de putere activă într-o linie la instalarea unei surse speciale reactive şi puterea acestei surse, adică:

$$\lambda = \frac{\Delta P_1 - \Delta P_2}{Q_k} = R\frac{2Q - Q_k}{U^2}, \qquad (6.58)$$

în care: $\Delta P_1 = R\frac{P^2 + Q^2}{U^2}10^{-3}$ reprezintă pierderile de putere activă în linie înainte de montarea sursei de putere reactivă la capătul de ieşire al acesteia;

$\Delta P_2 = R\frac{P^2 + (Q - Q_k)^2}{U^2}10^{-3}$ — pierderile de putere activă în linie după montarea sursei de putere reactivă;

Q_k — puterea reactivă a sursei k instalate.

Analiza relaţiei (6.58) pune în evidenţă următoarele două aspecte principale:

— eficienţa montării unei surse de compensare a puterii reactive este cu atît mai mare, cu cît rezistenţa R a liniilor este mai mare, adică cu cît consumatorii la care se montează sînt mai îndepărtaţi de sursele producătoare de energie electrică; pe această bază, rezultă că amplasarea surselor de putere reactivă, trebuie să fie făcută, în primul rînd, la consumatorii cei mai depărtaţi de centralele electrice;

— dacă $Q_k \ll Q$, echivalentul energetic este de aproape două ori mai mare decît în cazul compensării totale, cînd $Q_k \approx Q$.

Alegerea puterii optime a unei surse de compensare a puterii reactive, trebuie să se facă pe *baza criteriului tehnico-economic al cheltuielilor anuale*

---

* Informativ, se menţionează că în anul 1966, în sistemul electroenergetic al ţării noastre, ponderea generatoarelor din centrale în balanţa puterii reactive era de 68%. În anul 1975, datorită dezvoltării sistemului, această pondere a fost de numai 33%. În aceeaşi perioadă, ponderea surselor de compensare a crescut de la 12% la 43,2%, pentru bateriile de condensatoare şi de la 3% la 6%, pentru compensatoarele sincrone.

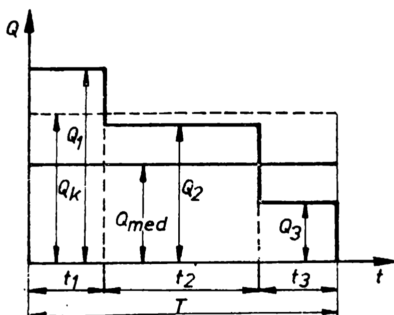


Fig. 6.6. Tip de curbă clasată de sarcina reactivă anuală.

minime. În acest scop, se stabilește curba clasată anuală a puterii reactive, în punctul în care se studiază compensarea, care poate fi de forma celei arătate în figura 6.6.

Aplicarea criteriului cheltuielilor minime anuale, presupune determinarea următoarelor elemente.

— *Cheltuielile anuale de montare și exploatare a bateriei* de condensatoare în funcție de Q_k:

$$A_1 = (p + C_e)\, k \cdot Q_k, \qquad (6.59)$$

în care: p reprezintă suma dintre coeficientul normat de eficiență p_n și valoarea cotei anuale de amortizare, $p = p_n + p_a$;
C_e — valoarea cotei anuale de exploatare;
Q_k — puterea reactivă a sursei de compensare, în kvar;
k — costul unui kvar instalat.

— *Costul energiei pierdute în instalația de compensare*

$$A_2 = c\,T\,\Delta P_k = c\,T\,p_k Q_k, \qquad (6.60)$$

în care: c reprezintă costul, în lei, al unei kilowattore de energie activă pierdută;
ΔP_k — pierderile de putere activă în condensatoare;
T — timpul anual de funcționare a bateriei, care, în cazul cînd bateria nu se deconectează, este 8 760 h;
p_k — raportul dintre pierderile de putere activă din condensatoare și puterea instalată Q_k.

— *Costul energiei pierdute în elementele situate în amonte de sursa de compensare*, pentru graficul de sarcină considerat. În cazul figurii 6.6, dacă consumatorul este alimentat radial printr-o linie cu rezistența R, costul acestei energii pierdute este:

$$A_3 = c\left[\left(\frac{Q_1 - Q_k}{U}\right)^2 R \cdot t_1 + \left(\frac{Q_2 - Q_k}{U}\right)^2 R \cdot t_2 + \left(\frac{Q_3 - Q_k}{U}\right)^2 R \cdot t_3\right]. \qquad (6.61)$$

Din analiza ultimelor trei relații se constată că ele sînt funcție de puterea instalată Q_k. În consecință și *cheltuielile totale anuale*, reprezentate prin sumarea celor trei cheltuieli parțiale, vor reprezenta o funcție de puterea instalată, adică:

$$A = A_1 + A_2 + A_3 = \varphi(Q_k) \qquad (6.62)$$

Puterea optimă a instalației de compensare se va obține prin metoda uzuală, adică derivînd expresia (6.62) în raport cu Q_k și egalînd-o cu zero Se obține:

$$\frac{\partial A}{\partial Q_k} = (p + C_e)\,k + cTp_k - \frac{2cR}{U^2}[(Q_1 - Q_k)\,t_1 + (Q_2 - Q_k)\,t_2 + (Q_3 - Q_k)t_3] =$$

$$= (p + C_e)k + cTp_k - \frac{2cR}{U^2}\,T(Q_{med} - Q_k) = 0, \qquad (6.63)$$

din care rezultă:

$$Q_{k\,opt} = Q_{med} - \frac{U^2 (p + C_e) k + cTp_k}{2\,RcT}, \tag{6.64}$$

unde s-au făcut notațiile:

$$Q_1 t_1 + Q_2 t_2 + Q_3 t_3 = Q_{med} T; \quad Q_k t_1 + Q_k t_2 + Q_k t_3 = Q_k T. \tag{6.65}$$

Relația care determină $Q_{k\,opt}$ se referă la instalarea unei surse de compensare la un consumator alimentat printr-o linie. În cazul cînd se consideră o rețea complexă, evident că ea se complică într-o oarecare măsură, mai ales dacă se ține seama și de scăderea investițiilor în centrale și pentru deschiderea de mine, ca urmare a îmbunătățirii factorului de putere și a reducerii pierderilor de putere activă în linii.

c — **Liniile electrice**

Liniile electrice contribuie la balanța puterilor reactive prin efectul lor capacitiv și prin realizarea forțată a unei circulații de puteri în acestea, astfel încît pierderile să fie reduse. Acest ultim deziderat se realizează prin secționarea rețelei în anumite puncte (debuclarea acesteia), prin injecția unor tensiuni adiționale suplimentare și prin acordarea liniilor, care se efectuează montînd condensatoare în serie, pentru compensarea reactanței inductive. Modul în care se utilizează aceste mijloace este analizat în capitolul 7, în directă legătură cu reglarea tensiunii în rețelele electrice.

6.2.2. MĂSURI DE EXPLOATARE PENTRU REDUCEREA PIERDERILOR DE ENERGIE ÎN REȚELELE ELECTRICE

Aceste măsuri nu necesită investiții suplimentare, însă presupun o exploatare a instalațiilor, astfel încît pierderea de energie să fie, pe cît posibil, minimă. Aplicarea lor trebuie să fie integrală, chiar dacă efectul obținut nu este totdeauna atît de important.

Dintre aceste măsuri se amintesc următoarele: *utilizarea unor scheme de conexiuni optime, aplatizarea curbei de sarcină, reducerea numărului de deconectări a liniilor de transport pentru reparații, alegerea corectă a prizelor de reglare a tensiunii la transformatoare și funcționarea transformatoarelor după graficul de sarcină optimă.*

Utilizarea schemelor de conexiuni optime pentru rețele, permite în foarte multe cazuri reducerea substanțială a pierderilor de putere. La baza acestei reduceri stă principiul funcționării simultane a tuturor elementelor unei rețele buclate. O astfel de funcționare conduce deseori la valori inadmisibile ale curenților de scurtcircuit. De aceea, rețeaua buclată se va descompune — prin secționarea ei în anumite puncte — într-o serie de rețele arborescente, grupate în jurul cîte unui punct de alimentare. Alegerea punctelor de secționare trebuie făcută pe baza calculelor de circulație a puterilor în rețeaua buclată, în scopul determinării elementelor cu sarcina cea mai redusă, a căror deconectare asigură o circulație de puteri apropiată de cea reală obținută în cazul funcționării buclate, cînd pierderile corespunzătoare din rețea sînt,

de obicei, minime *. Pe măsură ce sarcinile în rețele variază, calculele trebuie repetate și, uneori, ele pot fi înlocuite prin măsurători efectuate în mod direct, la buclarea de scurtă durată a rețelelor. În aceste cazuri, este necesar să se asigure și schimbarea operativă a configurației rețelelor, sporindu-se numărul de plecări la liniile cu pierderi de tensiune ridicate sau folosindu-se alimentări duble, cînd lungimea liniilor de joasă tensiune este prea mare. Schemele de rețele trebuie să aibă o repartiție optimă a puterilor pe diferite linii de distribuție. De asemenea, puterile active și reactive trebuie transportate la consumatori pe distanțe minime și pe linii dimensionate corespunzător.

Aplatizarea curbei de sarcină determină creșterea duratei de utilizare a puterii maxime și reducerea pierderilor de energie. Dacă ΔW reprezintă pierderile de energie și k_f factorul de formă al curbei de sarcină, atunci pierderile de energie minime sînt exprimate de relația:

$$\Delta W_{min} = \frac{\Delta W}{k_f^2}, \tag{6.66}$$

care corespund unei curbe de sarcină perfect aplatisate. Pentru orice alt coeficient de formă al curbei de sarcină, cît mai apropiat de unitate, $k_{f_n} < k_f$, pierderile de energie au valoarea

$$\Delta W_n = \Delta W_{min} k_{fn}^2 = \left(\frac{k_{fn}}{k_f}\right)^2 \Delta W. \tag{6.67}$$

Reducerea numărului de deconectări ale liniilor de transport pentru reparații oferă posibilitatea reducerii simțitoare a pierderilor de energie. În acest scop, este foarte actuală aplicarea reparațiilor rapide, a reparațiilor sub tensiune și a reparațiilor pe fază ale liniilor de transport a căror deconectare provoacă o creștere destul de însemnată a pierderilor de energie în rețelele electrice. Repararea lor trebuie coordonată cu reparațiile tehnologice importante de la consumatori.

În același timp, evitarea funcționării dezechilibrate a fazelor în rețelele de distribuție contribuie la reducerea pierderilor de energie.

Alegerea corectă a prizelor la transformatoare pentru reglajul de tensiune, elimină circulațiile inutile de putere reactivă în rețelele alimentate de la mai multe surse. În același timp, puterile active și reactive trebuie transportate pe parcursuri minime și pe linii dimensionate corespunzător, iar repartiția lor în sistem trebuie să fie optimă, din punct de vedere al pierderilor.

Un factor important care influențează mult pierderile de energie electrică într-o rețea de distribuție este repartizarea consumatorilor de diferite categorii pe înfășurările transformatoarelor și raportul dintre energia consumată de consumatorii puternici și energia totală distribuită. Unii dintre acești consumatori sînt, de obicei, racordați direct la rețeaua de distribuție de medie tensiune, ceea ce face ca puterea respectivă să nu mai treacă prin rețeaua de joasă tensiune. Uneori, dacă racordarea lor se face direct la barele stațiilor de transformare, nu este utilizată nici rețeaua de distribuție de medie tensiune.

---

* În unele cazuri, pentru o schemă de conexiuni buclată a rețelelor cu două tensiuni, deconectarea diferitelor elemente conduce la micșorarea pierderilor de energie.

Funcționarea transformatoarelor după graficul regimului optim presupune stabilirea numărului de transformatoare în funcțiune și încărcarea lor, astfel încît pierderile să fie minime. În același timp, se impune deconectarea transformatoarelor încărcate în medie cu mai puțin de 40 % din sarcina nominală și distribuția corectă a puterilor între cele rămase în funcțiune, conform cu sarcinile consumatorilor alimentați, prin sectoarele de rețea corespunzătoare.

Pe baza datelor de pierderi în fier și cupru, trebuie întocmit un grafic de deconectare a unor transformatoare, în cazul reducerii sarcinii. Pentru ca prin aceasta să nu se micșoreze siguranța alimentării consumatorilor, este necesar să existe un dispozitiv AAR, care să asigure conectarea automată a rezervei, la deconectarea unui transformator aflat în funcțiune.

Stabilirea sarcinii optime a transformatorului din punct de vedere economic se determină cu ajutorul pierderii relative de energie. Astfel, folosind relația (6.25) se obține:

$$w_T = \frac{\Delta W_T}{W} = \frac{\Delta P_0 t + \alpha_{max}^2 (\Delta P_k)_n \tau}{T P_{max}} = \frac{1}{T S_n \cos\varphi}\left[\frac{\Delta P_0 t}{\alpha_{max}} + \alpha_{max} (\Delta P_k)_n \tau\right], \tag{6.68}$$

a cărei valoare este minimă pentru:

$$\alpha_{max} = \sqrt{\frac{\Delta P_0\, t}{(\Delta P_k)_n\, \tau}} \tag{6.69}$$

sau:

$$S_{max} = S_n \sqrt{\frac{\Delta P_0\, t}{(\Delta P_k)_n\, \tau}}. \tag{6.70}$$

În realitate însă, transformatoarele produc și pierderi în linii, ca urmare a puterii reactive absorbită de acestea, a căror valoare se determină cu expresia:

$$\Delta P = \lambda \Delta Q = \lambda(\Delta Q_0 + \Delta Q_s), \tag{6.71}$$

în care:

$\Delta Q_0 = S_n \frac{i_0\%}{100}$ este puterea reactivă de magnetizare a transformatorului la tensiune constantă;

$\Delta Q_s = (\Delta Q_k)_n \left(\frac{S}{S_n}\right)^2$ — puterea reactivă absorbită de reactanțele înfășurărilor transformatorului;

$(\Delta Q_k)_n = S_n \frac{u_k\%}{100}$ — puterea reactivă absorbită de reactanțele înfășurărilor transformatorului, la funcționarea în scurtcircuit;

u_k — tensiunea de scurtcircuit a transformatorului, în %;

λ — echivalentul energetic al puterii reactive, adică puterea activă pierdută în rețea pentru transportul puterii reactive, în kW/kvar, a cărui valoare depinde de locul în care sînt instalate transformatoarele, în raport cu sursele de energie și de regimul de încărcare al sistemului (tab. 6.1)

Tabela 6.1

Valorile echivalentului energetic al puterii reactive λ

Locul de instalare a transformatorului în cadrul sistemului electroenergetic	Valorile coelicientului, în kW/kvar	
	La încărcările maxime ale sistemului	La încărcările minime ale sistemului
Transformatoare alimentate direct de la barele centralelor	0,02	0,02
Transformatoarele întreprinderilor industriale și din rețelele urbane, alimentate la medie tensiune, care nu sînt alimentate direct de la barele centralelor	0,15	0,10
Transformatoare montate în stații a căror sarcină reactivă este compensată prin compensatoare sincrone	0,05	0,03
Transformatoare coborîtoare din stațiile cu tensiune nominală de 35÷110 kV	0,10	0,06

Ţinînd seama de relația (6.71) expresia pierderilor relative de energie se poate pune sub forma:

$$w'_T = \frac{1}{TS_n \cos\varphi}\left[\frac{(\Delta P_0 + \lambda\,\Delta Q_0)t}{\alpha'_{max}} + (\Delta P_k + \lambda\Delta Q_k)\alpha'_{max}t\right], \quad (6.72)$$

a cărei valoare minimă se realizează, dacă:

$$\alpha'_{max} = \sqrt{\frac{\Delta P_0 + \lambda\,\Delta Q_0}{\Delta P_k + \lambda\,\Delta Q_k}\cdot\frac{t}{\tau}}. \quad (6.73)$$

sau

$$S'_{max} = S_n\sqrt{\frac{\Delta P_0 + \lambda\,\Delta Q_0}{\Delta P_k + \lambda\,\Delta Q_k}\cdot\frac{t}{\tau}}. \quad (6.74)$$

Deoarece:

$$\alpha_{max} = \alpha_{mp}\sqrt{\frac{t}{\tau}}$$

rezultă că funcționarea optimă a unui transformator, din punctul de vedere al pierderilor totale, corespunde sarcinii:

$$S_{opt} = S_n\sqrt{\frac{\Delta P_0 + \lambda\,\Delta Q_0}{\Delta P_k + \lambda\,\Delta Q_k}}. \quad (6.75)$$

Cînd sarcina postului de transformare care alimentează un consumator suferă variații mari, pentru obținerea unui regim de funcționare cît mai favorabil din punctul de vedere al pierderilor totale, este recomandabil să se

instaleze mai multe transformatoare. În acest caz, se pune problema conectării sau deconectării unora dintre transformatoare, la variațiile sarcinii totale, astfel încît să se urmărească în permanență graficul mersului economic.

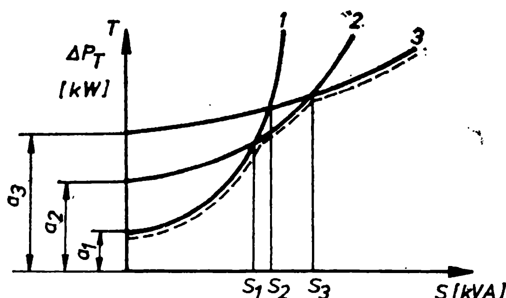


Fig. 6.7. Variația pierderilor de putere pentru un post de transformare cu două transformatoare care funcționează în paralel:
1 — curba pierderilor de putere în transformatorul T_1;
2 — curba pierderilor de putere în transformatorul T_2;
3 — curba pierderilor totale de putere $\Delta P_{T_{12}}$.

Determinarea încărcării sau puterii optime se poate face pe cale grafică sau analitică, ținînd seama de pierderile totale în transformator și în rețea, adică:

$$\Delta P_T = (\Delta P_0 + \lambda \Delta Q_0) + (\Delta P_k + \lambda\, \Delta Q_k)_n \left(\frac{S}{S_n}\right)^2 = a + b\, S^2, \qquad (6.76)$$

în care s-au făcut notațiile:

$$a = \Delta P_0 + \lambda\, \Delta\, Q_0;\ b = \frac{1}{S_n^2} (\Delta\, P_k + \lambda\, \Delta Q_k)_n.$$

Pe cale grafică se trasează parabola reprezentată de relația (6.76), pentru fiecare transformator și pentru combinațiile de 2, 3, 4, ... ,n transformatoare. Punctele de intersecție a curbelor mai apropiate de axa absciselor corespund sarcinilor la care trebuie să fie conectate sau deconectate transformatoarele. Se va ține seama că nu este recomandabilă deconectarea unui transformator pentru un timp prea scurt (sub 2÷3 h). În figura 6.7 se indică graficul pierderilor pentru un post de transformare, care are două unități instalate.

Pe cale analitică se vor examina două cazuri particulare întîlnite des în practică.

— Cazul unui post cu două transformatoare de puteri inegale ($S_1 < S_2$), în care pierderile corespunzătoare unui transformator sau ambelor transformatoare în funcțiune, sînt:

$$\Delta P_{T_1} = a_1 + b_1 S^2;\ \Delta P_{T_2} = a_2 + b_2 S^2;$$

$$\Delta P_{T_{12}} = a_{12} + b_{12}\, S^2.$$

Conectarea în paralel a transformatoarelor este avantajoasă din punct de vedere economic, de la sarcina pentru care pierderile ΔP_{T_1} și $\Delta P_{T_{12}}$ sînt egale, în care caz se obține:

$$S = \sqrt{\frac{a_{12} - a_1}{b_1 - b_{12}}}. \qquad (6.77)$$

— Cazul unui post cu n transformatoare de puteri egale, în care conectarea celei de-a (n + 1) unități, de aceeași putere cu fiecare dintre celelalte,

este avantajoasă începînd de la sarcina S, reieșită din condiția egalității pierderilor, în cele două situații de funcționare, adică:

$$na + \frac{1}{n} bS^2 = (n + 1)a + \frac{1}{n+1} bS^2$$

și (6.78)

$$S = \sqrt{n(n+1)\frac{a}{b}} = \sqrt{n\,(n+1)\frac{\Delta P_0 + \lambda \Delta Q_0}{\Delta P_k + \lambda \Delta Q_k}}.$$

Puterile optime trebuie determinate pentru fiecare dintre transformatoarele care funcționează în stațiile de transformare. În caz de nefuncționare, deconectarea transformatoarelor se va face pe partea primară, pentru a se evita pierderile la funcționarea în gol a acestora. Determinarea pierderilor de energie electrică datorate transformatoarelor se face ținînd seama de curba sarcinilor anuale clasate și de programul de conectare, stabilit pe baza datelor stabilite anterior. Se obține:

$$\Delta W_T = (\sum a_k + S_1^2 \sum b_k)T_1 + (\sum a_{k+1} + S_2^2 \sum b_{k+1})T_2 + \dots + + (\sum a_{k+n} + S_{n+1}^2 \sum b_{k+n})T_{n+1}, \quad (6.79)$$

unde: $T_0 + T_1 + T_2 + T_{n+1} = 8\,760$ h;

$\sum a_k, \sum a_{k+1}, \dots, \sum a_{k+n}$ sînt pierderile de mers în gol a transformatoarelor conectate în paralel, timp de respectiv $T_1, T_2, \dots, T_{n+1}$, în [h];

$\sum b_k, \sum b_{k+1}, \dots, \sum b_{k+n}$ — pierderile de scurtcircuit raportate la pătratul sarcinii nominale ale transformatoarelor conectate în paralel, timp de respectiv $T_1, T_2, \dots, T_{n+1}$, în [h];

$S_1, S_2, \dots, S_{n+1}$ — sarcinile care corespund pe curba sarcinilor anuale clasate duratelor $T_1, T_2, \dots, T_{n+1}$, în [h];

T_0 — timpul în care toate transformatoarele sînt deconectate, în [h].

Capitolul 7

REGLAREA TENSIUNII ÎN REȚELELE ELECTRICE

Într-o rețea electrică tensiunea prezintă, de la un moment la altul, variații cauzate atît de consumatorii de energie, cît și de rețeaua însăși.

Influența consumatorilor asupra nivelului de tensiune se datorează faptului că aceștia își modifică permanent sarcina și prin aceasta modifică circulația puterilor active și reactive din rețea. Variațiile de tensiune sînt cu atît mai mari, cu cît raportul dintre sarcina maximă și cea minimă, cerute de consumator, este mai mare. Influența rețelei electrice se manifestă prin modificarea tensiunii la bornele generatoarelor din centrale sau la barele stațiilor de transformare, prin materialul conductor din care sînt confecționate liniile electrice și prin distanța la care se racordează consumatorii.

Cînd aceste variații în raport cu tensiunea nominală sînt prea mari, funcționarea consumatorilor se înrăutățește.

Într-adevăr, consumatorii cei mai răspîndiți — sursele de lumină, motoarele electrice, aparatele electrocasnice — își modifică mult caracteristicile în funcție de tensiune. De exemplu, dacă tensiunea de alimentare a unei surse incandescente de lumină este mai mică decît tensiunea nominală, fluxul luminos al acesteia va scădea. Pentru o tensiune de alimentare $U_x < U_n$ variația fluxului luminos are loc conform relației:

$$\left(\frac{U_x}{U_n}\right)^{3,6} = \frac{\Phi_x}{\Phi_n}, \tag{7.1}$$

care arată că pentru o scădere cu 5% a tensiunii față de tensiunea nominală, fluxul luminos se reduce cu aproape 15%.

Dinpotrivă, dacă tensiunea de alimentare crește, atunci durata de funcționare a sursei de lumină scade conform relației:

$$\left(\frac{U_x}{U_n}\right)^{14} = \frac{D_n}{D_x}, \tag{7.2}$$

care arată că pentru o creștere de 5% a tensiunii de alimentare față de tensiunea nominală, durata de funcționare se reduce la jumătate.

Alimentarea motoarelor electrice asincrone cu tensiuni diferite față de tensiunea nominală modifică cuplul activ al acestora, conform relației:

$$\left(\frac{U_x}{U_n}\right)^{2} = \frac{C_x}{C_n}, \tag{7.3}$$

care arată că pentru o scădere cu 10% a tensiunii de alimentare față de tensiunea nominală, cuplul activ scade cu 19%. În plus, rotoarele mașinilor capătă alunecări și se încălzesc. Dacă tensiunea de alimentare este mai mare decît tensiunea nominală, fierul mașinilor se saturează și se încălzește, ceea ce determină solicitări termice ale izolației.

Din cele arătate rezultă că funcționarea consumatorilor în bune condiții, cere o exploatare corectă a rețelelor, prin care să se asigure în afară de o frecvență constantă, o tensiune reglabilă în anumite limite, în jurul valorii sale nominale. *Menținerea frecvenței și reglarea tensiunii constituie elemente fundamentale ale oricărui sistem tehnic de exploatare a rețelelor electrice.*

Frecvența are aceeași valoare în toate punctele rețelei și depinde în mod direct de puterea activă. Într-un sistem electroenergetic, ea arată echilibrul între producerea și consumul de putere activă și, de aceea, menținerea ei se efectuează de către dispecerii sistemului, prin comenzi centralizate.

Spre deosebire de frecvență, tensiunea nu reprezintă un parametru unic al sistemului electroenergetic, deoarece în impedanțele rețelei se produc căderi de tensiune. Ca urmare, tensiunile în noduri vor avea valori diferite, cu atît mai mici, cu cît impedanțele rețelei și puterile vehiculate în acestea vor fi mai mari. Menținerea unui anumit nivel al tensiunii constituie o problemă a fiecărui sector de rețea și se poate asigura prin folosirea complexă a unor mijloace de reglare. În general, echilibrul dintre puterea reactivă produsă de generatoare, în funcție de tensiunea lor, și preluarea acesteia de către consumatori, constituie factorul principal care influențează nivelul tensiunilor.

7.1. MIJLOACE DE REGLARE A TENSIUNII ÎN REȚELELE ELECTRICE

Pentru reglarea tensiunii la consumatori, cînd tensiunea la plecarea într-o linie de transport se menține constantă, se dispune de următoarele procedee:

a) controlul circulației puterii reactive în rețea, care se realizează prin injecția sau consumul de putere reactivă, la extremitatea receptoare;

b) înserierea, într-un punct convenabil ales, a unei tensiuni adiționale;

c) modificarea reactanței liniilor cu ajutorul unui condensator serie.

Primele două mijloace sînt foarte frecvent asociate pe rețelele de transport.

7.2. REGLAREA TENSIUNII ÎN REȚELELE ELECTRICE PRIN INJECȚIE SAU CONSUM DE PUTERE REACTIVĂ

7.2.1. INTERPRETAREA FIZICĂ

Reglarea tensiunii prin putere reactivă presupune că la stația de sosire se dispune de mașini și aparate care, urmînd regimul de transport, produc sau absorb o putere reactivă Q și se comportă fie ca o capacitate C', fie ca o inductanță L', conectate în derivație.

Dacă se neglijează rezistențele și se presupune că linia funcționează fără cădere de tensiune, atunci legarea în derivație a unei capacități C' la extremitatea receptoare, are ca efect modificarea impedanței caracteristice, care trece de la valoarea $\sqrt{\frac{L}{C}}$, la valoarea $\sqrt{\frac{L}{C+C'}}$. Ca urmare, puterea naturală sau caracteristică a liniei devine:

$$P_2 = U_2^2 \sqrt{\frac{C+C'}{L}}, \tag{7.4}$$

care, în condițiile de mai sus, poate fi transportată cu tensiune constantă pe linie.

Din punct de vedere fizic, reglajul de tensiune prin putere reactivă echivalează cu ajustarea impedanței caracteristice a liniei în funcție de puterea primită, după legea:

$$Z_c = \sqrt{\frac{L}{C+C'}} = \frac{U_2^2}{P_2}. \tag{7.5}$$

Mersul în gol al liniei corespunde la $C' = -C$, iar mersul la plină sarcină corespunde valorii maxime a capacității C'.

7.2.2. INFLUENȚA CIRCULAȚIEI PUTERILOR REACTIVE ASUPRA NIVELULUI DE TENSIUNE ÎN REȚELELE ELECTRICE

Nivelul tensiunilor în rețelele electrice este determinat atît de valoarea impedanțelor liniilor și transformatoarelor, cît și de circulația puterilor active și reactive. Pentru o rețea cu o schemă de conexiuni dată, circulația puterilor active este condiționată numai de cererea consumatorilor și nu se poate modifica decît folosind mijloace adecvate în centralele electrice sau schimbînd schema de conexiuni. În aceste condiții, singurul element care se poate varia în vederea menținerii unui anumit nivel al tensiunilor este circulația puterilor reactive. Acest lucru se poate pune în evidență sub forma cea mai simplă, folosind expresia componentei longitudinale a căderii de tensiune *), într-o rețea care alimentează un consumator:

$$\Delta U = \frac{P_2 R + Q_2 X}{U_2} \approx U_1 - U_2. \tag{7.6}$$

Dacă tensiunea U_1 este menținută constantă printr-un mijloc oarecare de reglare și dacă este necesar ca și tensiunea U_2 să rămînă constantă (ΔU = const.), indiferent de regimul de circulație al puterii active, atunci este suficient ca puterea reactivă primită de consumator să varieze după legea:

$$Q_2 = \frac{\Delta U \cdot U_2 - P_2 R}{X} = k - \frac{R}{X} P_2. \tag{7.7}$$

---

*) S-a identificat componenta longitudinală a căderii de tensiune cu pierderea de tensiune.

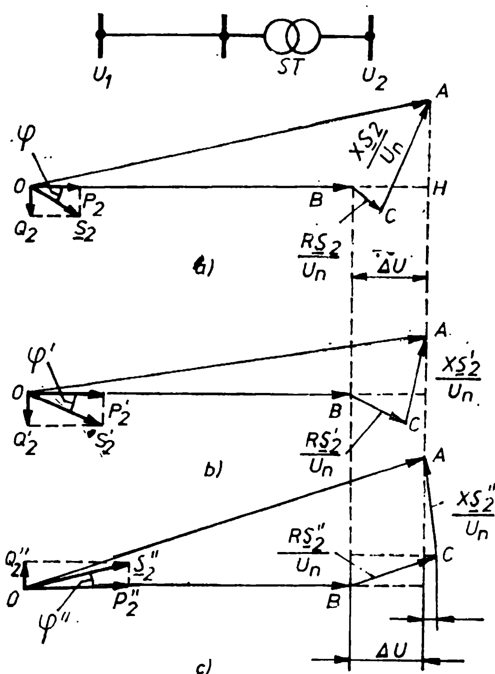


Fig. 7.1. Diagrama fazorială a căderilor de tensiune pentru ΔU=const. și diferite regimuri de circulație a puterii reactive.

Pentru a preciza mecanismul reglării, se consideră diagrama fazorială a căderilor de tensiune din figura 7.1 și se presupune că, la o anumită sarcină, transportul de putere activă și reactivă, P_2 și Q_2, produce o pierdere de tensiune admisibilă ΔU. Dacă puterea activă crește și ia valoarea P_2' pentru ca pierderea de tensiune să conserve aceeași valoare, trebuie ca puterea reactivă la sosire să devină:

$$Q_2' = k - \frac{R}{X} P_2',$$

unde $Q_2' < Q_2$, deoarece $P_2' > P_2$.

Prin urmare, la capătul de sosire trebuie să fie debitată altă putere reactivă consumată de sarcină, diferența

$$\Delta Q_2 = Q_2 - Q_2' = \frac{R}{X} (P_2 - P_2') \quad (7.8)$$

fiind dirijată către capătul de alimentare al liniei.

Dacă puterea activă transportată va crește, puterea reactivă injectată în linie la capătul de sosire crește și unghiul φ schimbă de semn; diagrama corespunde aceleia prezentată în figura 7.1, *c*.

În cele ce urmează se va generaliza influența injecției sau a prelevării de putere reactivă, într-un punct oarecare al unei rețele, asupra valorii tensiunii în acest punct, considerînd că tensiunile în alte locuri bine determinate, unde se efectuează reglarea, sînt menținute constante. În acest scop, se ține seama că între puterea activă, puterea reactivă și tensiune, în orice punct dintr-o rețea, există dependența funcțională:

$$F(P, Q, U) = 0. \quad (7.9)$$

Variațiile dP, dQ și dU satisfac relația:

$$\frac{\partial F}{\partial P} \mathrm{d}P + \frac{\partial F}{\partial Q} \mathrm{d}Q + \frac{\partial F}{\partial U} \mathrm{d}U = 0. \quad (7.10)$$

Ecuația (7.9) se poate considera ca definind o funcție implicită U de două variabile independente P și Q, care posedă două derivate parțiale $\frac{\partial U}{\partial P}$ și $\frac{\partial U}{\partial Q}$ astfel că:

$$\frac{\partial F}{\partial P} + \frac{\partial F}{\partial U} \cdot \frac{\partial U}{\partial P} = 0;$$
$$\frac{\partial F}{\partial Q} + \frac{\partial F}{\partial U} \cdot \frac{\partial U}{\partial Q} = 0. \quad (7.11)$$

Introducînd în ecuaţia (7.10) valorile derivatelor parţiale $\frac{\partial F}{\partial P}$ şi $\frac{\partial F}{\partial Q}$ rezultate din (7.11) şi ţinînd seama că $\frac{\partial F}{\partial U}$ nu este nul, deoarece F depinde de U, rezultă că:

$$\frac{\partial U}{\partial P} \mathrm{d}P + \frac{\partial U}{\partial Q} \mathrm{d}Q = \mathrm{d}U \qquad (7.12)\ *$$

sau:

$$\frac{\mathrm{d}P}{\frac{\partial P}{\partial U}} + \frac{\mathrm{d}Q}{\frac{\partial Q}{\partial U}} = \mathrm{d}U. \qquad (7.13)$$

Aceste relaţii arată că variaţia tensiunii într-un punct oarecare din reţea, datorită variaţiilor de putere activă şi reactivă, este complet determinată dacă se cunosc coeficienţii $\frac{\partial P}{\partial U}$ şi $\frac{\partial Q}{\partial U}$ în acest punct.

În cazul unei reţele considerată fără admitanţe, de exemplu, funcţia implicită (7.9) se scrie sub forma:

$$\mathrm{F}(P, Q, U) = (U_1 - U_2)U_2 - RP_2 - XQ_2 = 0. \qquad (7.14)$$

Utilizînd ecuaţiile (7.11) şi (7.14) se obţin coeficienţii:

$$\frac{\partial P}{\partial U} = -\frac{\partial F}{\partial U}\Big/\frac{\partial F}{\partial P} = \frac{U_1 - 2U_2}{R} \text{ şi } \frac{\partial Q}{\partial U} = -\frac{\partial F}{\partial U}\Big/\frac{\partial F}{\partial Q} = \frac{U_1 - 2U_2}{X}, \qquad (7.15)$$

care introduşi în (7.13) determină variaţia de tensiune în raport cu variaţiile de putere activă şi reactivă:

$$\mathrm{d}U = \frac{R\mathrm{d}P + X\mathrm{d}Q}{U_1 - 2U_2}. \qquad (7.16)$$

Pentru ca variaţia de tensiune $\mathrm{d}U$ să se anuleze, trebuie ca variaţia puterii active să fie însoţită de o variaţie a puterii reactive, astfel încît numărătorul expresiei (7.16) să fie egal cu zero, adică:

$$R\mathrm{d}P + X\mathrm{d}Q = 0,$$

de unde:

$$\mathrm{d}Q = -\frac{R}{X}\mathrm{d}P \qquad (7.17)$$

rezultat deja obţinut direct prin relaţia (7.8).

---

* Această relaţie se putea scrie de la început rezolvînd ecuaţia (7.9) în raport cu U.

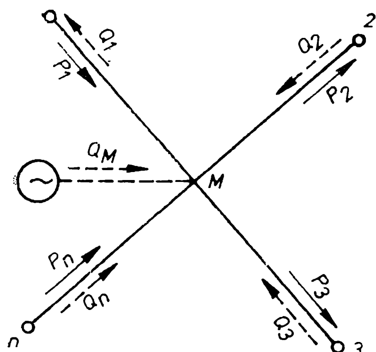


Fig. 7.2. Rețea electrică cu un nod de injecție de putere reactivă.

Dintre cei doi coeficienți $\frac{\partial P}{\partial U}$ și $\frac{\partial Q}{\partial U}$, așa cum s-a menționat, numai cel de-al doilea prezintă interes deosebit în problema reglării tensiunii în rețelele electrice, deoarece puterea activă este impusă de regimul de funcționare al consumatorilor. El indică amplitudinea de variație a puterii reactive care trebuie să fie injectată sau prelevată într-un punct, pentru a provoca o variație de tensiune determinată, necesară sau impusă.

7.2.3. VARIAȚIA COEFICIENTULUI $\frac{\partial Q}{\partial U}$ CU CONFIGURAȚIA REȚELEI. SEMNIFICAȚIA FIZICĂ

Trebuie menționat că coeficientul $\frac{\partial Q}{\partial U}$ într-un nod oarecare variază cu configurația rețelei și depinde de impedanțele de legătură a nodului cu punctele unde tensiunile sînt menținute la anumite valori fixe. Valoarea lui va fi cu atît mai mare, cu cît aceste impedanțe sînt mai mici, iar variația tensiunii cu o anumită cantitate este dificilă de efectuat, deoarece presupune o cheltuială mare de putere reactivă. Această constatare permite să se tragă concluzia imediată că reglarea tensiunii prin injecție de putere reactivă în astfel de puncte, prezintă un interes tehnic și economic cu atît mai mic, cu cît coeficientul $\frac{\partial Q}{\partial U}$ corespunzător este mai ridicat.

Pentru o rețea oarecare, cu configurația prezentată în figura 7.2, calculul coeficientului $\frac{\partial Q}{\partial U}$ se efectuează astfel:

— se consideră că în toate punctele *1, 2, 3,..., n* ale rețelei tensiunile sînt menținute constante, exceptîndu-se numai punctul *M* în care se cercetează valoarea coeficientului $\frac{\partial Q}{\partial U}$;

— se alege arbitrar o tensiune a punctului *M*, cît mai apropiată de cea reală și se calculează puterea reactivă Q_M, care trebuie injectată în acest punct cu ajutorul unui generator fictiv *G*, astfel încît să se obțină tensiunea U_M;

— se face un nou calcul al puterii injectate Q'_M, pentru o valoare a tensiunii U'_M, diferită cu $2 \div 5\%$ în raport cu U_M;

— raportul $\frac{\Delta Q}{\Delta U} = \frac{Q_M - Q'_M}{U_M - U'_M}$ indică o valoare medie a coeficientului $\frac{\Delta Q}{\Delta U}$. El se evaluează în $\left[\frac{\text{Mvar}}{\text{kV}}\right]$ și arată numărul de megavari care trebuie injectați pentru compensarea unei anumite căderi de tensiune.

Dacă, de exemplu, $\Delta U = 10$ kV și coeficientul $\frac{\partial Q}{\partial U} = 3\left[\frac{\text{Mvar}}{\text{kV}}\right]$; ceea ce reprezintă o valoare relativ joasă, atunci puterea reactivă pusă în joc, este evident 30 Mvar; ea devine egală cu 150 Mvar pentru aceeași cădere de tensiune compensată, însă la un coeficient ridicat de $15\left[\frac{\text{Mvar}}{\text{kV}}\right]$.

Din punct de vedere fizic, coeficientul $\frac{\partial Q}{\partial U}$ într-un punct are un sens bine determinat, fiind *proporțional cu intensitatea curentului de scurtcircuit trifazat al rețelei* în acel punct, dacă nici o sursă electromotoare nu este prevăzută cu regulator automat de tensiune. Această corespondență se stabilește cu ajutorul teoremei lui Thévenin, care arată că dacă între două puncte A și B ale unei rețele între care există o diferență de potențial $\underline{V}$ și o impedanță $\underline{Z}$ se leagă impedanța $\underline{Z}'$, atunci curentul care circulă prin această ultimă impedanță are expresia:

$$\underline{I}_{Z'} = \frac{\underline{V}}{\underline{Z} + \underline{Z}'}.$$

Fie, de exemplu, o reactanță jX conectată în punctul M, unde se determină raportul $\frac{\partial Q}{\partial U}$, între neutrul rețelei și fiecare fază. Dacă $\underline{V}_n$ reprezintă tensiunea stelată înaintea conectării reactanței, curentul $\underline{I}_x$ în aceasta, conform teoremei enunțate, are valoarea:

$$\underline{I}_x = \frac{\underline{V}_n}{\underline{Z} + \mathrm{j}X}, \tag{7.18}$$

unde $\underline{Z}$ reprezintă impedanța rezultantă a rețelei măsurată din punctul M.

La conectarea reactanței, tensiunea scade de la valoarea $\underline{V}_n$ la valoarea $\underline{V}$, realizîndu-se o cădere de tensiune:

$$\Delta\underline{V} = \frac{\Delta U}{\sqrt{3}} = \underline{V}_n - \underline{V}$$

iar curentul $\underline{I}_x$ se poate exprima și prin relația:

$$\underline{I}_x = \frac{\underline{V}}{\mathrm{j}X}. \tag{7.19}$$

Puterea reactivă corespunzătoare care ar trebui injectată pentru anularea căderii de tensiune este:

$$\Delta Q = 3XI_x^2 = 3X\frac{|\underline{V}_n|^2}{|\underline{Z} + \mathrm{j}X|^2}, \tag{7.20}$$

iar variația puterii reactive cu tensiunea se poate pune sub forma:

$$\frac{\Delta Q}{\Delta U} = 3\frac{X}{|\underline{Z} + \mathrm{j}X|^2}\cdot\frac{V_n^2}{\sqrt{3}(V_n - V)} = \sqrt{3}\,\frac{X}{|\underline{Z} + \mathrm{j}X|^2}\,\frac{V_n^2}{V_n - V}. \tag{7.21}$$

Ținînd seama de identitatea relațiilor (7.18) și (7.19) și aplicîndu-le o proprietate a rapoartelor, rezultă că:

$$\frac{V_n - V}{|\underline{Z}|} = \frac{V_n}{|\underline{Z} + jX|} \quad \text{sau} \quad \frac{V_n - V}{V_n} = \left| \frac{\underline{Z}}{\underline{Z} + jX} \right| . \tag{7.22}$$

Introducînd acest raport în relația (7.21) se obține:

$$\frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\Delta Q}{\Delta U} = \frac{X}{|\underline{Z} + jX|^2} \cdot \left| \frac{\underline{Z} + jX}{\underline{Z}} \right| V_n = \frac{V_n}{Z} \frac{\left| j + \frac{\underline{Z}}{X} \right|}{\left| j + \frac{\underline{Z}}{X} \right|^2} . \tag{7.23}$$

Din ultima relație se constată că pentru ca $\Delta U \Rightarrow 0$ trebuie ca $X \Rightarrow \infty$, astfel încît:

$$\lim_{\Delta U \to 0} \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\Delta Q}{\Delta U} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\partial Q}{\partial U} = \frac{V_n}{Z} . \tag{7.24}$$

Deoarece Z este impedanța rezultantă a rețelei văzută din punctul M, raportul $\frac{V_n}{Z}$ reprezintă curentul de scurtcircuit trifazat corespunzător. Această corespondență arată acum rațiunea fizică a creșterii coeficientului $\frac{\partial Q}{\partial U}$ cu importanța postului sau stației de transformare la care el se raportează. Altfel spus, în punctele unde curentul de scurtcircuit trifazat are intensități mari, reglarea tensiunii prin injecție de putere reactivă este neeconomic de efectuat, deoarece puterile reactive necesare au valori ridicate.

Observație. Dacă într-o rețea există puncte unde tensiunea este reglată la valori constante, atunci se poate presupune că în fiecare din aceste puncte sînt conectate tensiuni electromotoare constante. Ca urmare, trebuie să se facă abstracție de impedanțele situate în amonte de punctele de reglare și dacă ele nu intervin în calculul impedanței rezultante Z, ecuațiile (7.18) și (7.19) dau valorile corecte ale tensiunii V și curentului I_x.

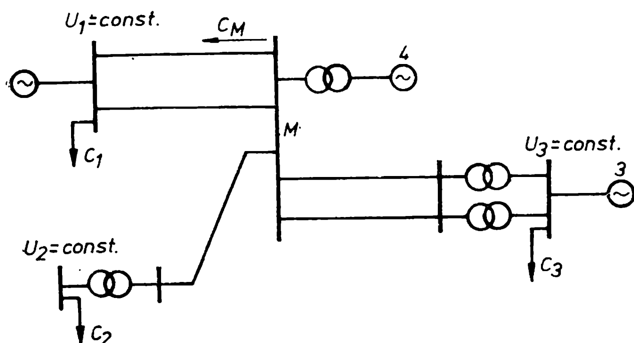


Fig. 7.3. Modul de considerare a elementelor pentru determinarea coeficientului $\frac{\partial Q}{\partial U}$ într-o rețea cu noduri cu tensiuni constante.

De exemplu, pentru rețeaua dată în figura 7.3 se cercetează valoarea coeficientului $\frac{\partial Q}{\partial U}$ pe bara M. Dacă tensiunile U_1, U_2 și U_3 sînt reglate la valori constante și generatoarele din centrala *3* nu sînt prevăzute cu regulatoare automate de tensiune, atunci în calculul impedanței rezultante nu se vor considera impedanțele centralei *1* și ale transformatoarelor corespunzătoare, ale generatoarelor centralelor *2* și *3* și nici impedanțele receptoarelor C_2 și C_3, deoarece funcționarea lor este fără influență asupra tensiunilor din punctele de conectare a lor.

Acest lucru este necesar de cunoscut mai ales cînd se efectuează un studiu al nivelului de tensiuni într-o rețea pe model, figurîndu-se numai impedanțele elementelor în aval de punctele cu tensiuni reglate.

7.2.4. APARATE ȘI MAȘINI ELECTRICE PENTRU PRODUCEREA SAU CONSUMUL DE PUTERE REACTIVĂ

Reglajul de tensiune prin injecție de putere reactivă presupune posibilitatea producerii sau consumului de putere reactivă în unele noduri dintr-o rețea electrică. Această funcție poate fi îndeplinită de următoarele mașini și aparate electrice:

— generatoare de curent alternativ, motoare sincrone și mașini comutatoare;

— compensatoare rotative sincrone și asincrone;

— compensatoare statice — baterii de condensatoare și bobine de inductanță.

a. Mașinile sincrone. Aceste mașini sînt capabile să debiteze sau să absoarbă putere reactivă din rețea, conform regimului lor de excitație. Cînd curentul de excitație este mai mare decît curentul de excitație la mersul în gol, ele funcționează supraexcitate și se comportă ca niște condensatoare, adică produc putere reactivă în rețea; cînd funcționează subexcitate, adică cu curent de excitație mai mic decît cel de mers în gol, ele absorb de la rețea putere reactivă și se comportă ca niște bobine de inductanță. Mașinile sincrone specializate în producerea de putere reactivă, care nu absorb și nu furnizează nici o putere activă utilă, se numesc *compensatoare sincrone.*

Variația puterii reactive a unui compensator sincron în funcție de curentul de excitație corespunde figurii 7.4. Segmentul $\overline{OA}$ reprezintă curentul de excitație la mersul în gol, la tensiunea nominală a rețelei, iar segmentul $\overline{OC}$ corespunde curentului maxim de excitație în regim supraexcitat, cînd compensatorul sincron debitează o putere reactivă capacitivă Q_c, proporțională cu segmentul $\overline{CB}$. Excitația minimă admisibilă este reprezentată prin segmentul $\overline{OE}$, căruia îi corespunde o putere reactivă inductivă Q_i, proporțională cu $\overline{DE}$.

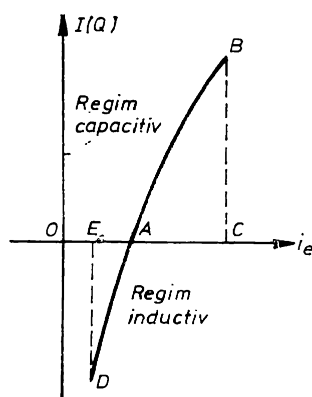


Fig. 7.4. Variația puterii reactive a compensatorului sincron în funcție de curentul de excitație.

Puterea reactivă a unui compensator sincron în funcționare supraexcitată este limitată numai de condiții de încălzire, în timp ce în funcționare subexcitată ea este limitată de condiții de menținere a stabilității. Reducerea excitației

este teoretic posibilă pînă cînd cuplul sincronizant devine inferior cuplului corespunzător pierderilor din mașină. Pentru o mașină sincronă care are poli aparenţi, datorită variaţiei reluctanţei în lungul întrefierului, se poate admite că nu-şi pierde stabilitatea chiar pentru curenţi de excitaţie a căror intensitate este apropiată de zero.

Raportul dintre puterea maximă reactivă debitată Q_c şi puterea maximă absorbită Q_i, depinde de construcţia compensatoarelor sincrone şi de repartiţia amperspirelor între stator şi rotor. Criteriul economic de construcţie a acestora corespunde rapoartelor:

$$\frac{Q_c}{Q_i}=\frac{\overline{BC}}{\overline{DE}}\approx 1{,}7 \quad \text{şi} \quad \frac{\overline{OC}}{\overline{OA}}\approx 3{,}5,$$

iar costul lor creşte cu atît mai mult, cu cît puterea reactivă absorbită se apropie, ca valoare, de puterea reactivă debitată, care se consideră ca putere nominală. În general, valoarea acesteia este cuprinsă între limitele de 15 şi 60 Mvar, maşinile cu puteri nominale inferioare neprezentînd interes pentru reţelele electrice.

Pornirea compensatoarelor sincrone poate fi făcută fie cu motoare asincrone, dacă ele au prevăzute înfăşurări de amortizare, fie prin cuplare cu un motor asincron sincronizat, cu ajutorul căruia este adus la turaţia de sincronism. Instalarea lor se face de obicei în exterior, în care caz ele se rotesc într-o atmosferă umplută cu hidrogen. Datorită acestui fapt, pierderile (în particular pierderile în gol) sînt foarte reduse, ceea ce este avantajos, mai ales în cazul maşinilor cu regim permanent de funcţionare.

În caz de scurtcircuit în reţea, compensatorul sincron debitează în primul moment un curent de scurtcircuit şi se comportă ca un alternator; el contribuie la creşterea curentului de scurtcircuit. Din punctul de vedere al menţinerii stabilităţii în funcţionare a sistemelor electroenergetice, el are un rol pozitiv în caz de deranjament. Cînd tensiunea în reţea scade, compensatorul sincron tinde să debiteze un curent de compensare mai mare, ceea ce conduce la îmbunătăţirea nivelului de tensiune.

b. Maşinile asincrone. O maşină asincronă prevăzută cu o excitatrice cu colector (de exemplu, cu convertizor de frecvenţă) este capabilă să îndeplinească acelaşi rol ca cel al unui compensator sincron. Inelele rotorului compensatorului asincron *A* sînt legate de colectorul excitatricei *B*, ale cărei inele sînt alimentate de la reţea, prin intermediul unui organ de reglaj *C*, ca în figura 7.5.

Curba curentului sau puterii reactive a unei maşini asincrone, în funcţie de curentul de excitaţie este dată în figura 7.6, în care abscisa $\overline{OA}$ corespunde curentului de mers în gol. Puterea reactivă maximă pe care o poate absorbi este egală cu cea pe care o poate debita, aceasta fiind limitată numai de condiţiile de încălzire ale maşinii. Acest fapt poate avea importanţă, de exemplu, în cazul unei linii lungi de înaltă tensiune care alimentează o reţea de cabluri, care debitează o putere reactivă mare.

În majoritatea cazurilor însă, compensatorul asincron nu prezintă avantaje în raport cu cel sincron şi de aceea este puţin întrebuinţat. El este mai scump şi are pierderi mai mari decît compensatorul sincron. De asemenea, nu contribuie la menţinerea stabilităţii în caz de defect în reţea, deoarece cînd scade tensiunea, scade şi curentul debitat de compensator,

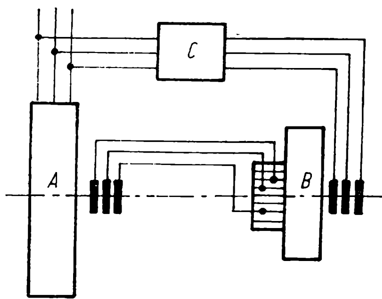


Fig. 7.5. Schema de principiu a unei instalații de compensare cu mașină asincronă.

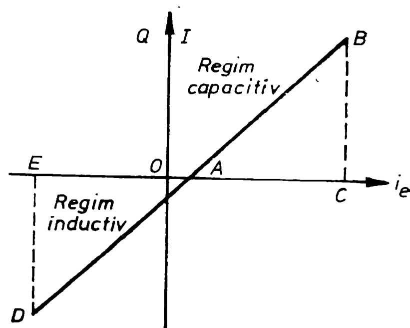


Fig. 7.6. Variația puterii reactive a compensatorului asincron în funcție de curentul de excitație.

iar organul de reglaj și excitatricea sînt mai delicate decît în cazul compensatorului sincron.

c. Condensatoarele statice și bobinele de inductanță. Reglarea tensiunii se poate efectua legînd în derivație, la stația de sosire, condensatoare statice cînd este necesar să se debiteze putere reactivă sau bobine de inductanță, cînd trebuie să se consume putere reactivă. În acest caz, reglarea tensiunii se face operînd asupra numărului de elemente grupate în paralel, care se pun sau se scot succesiv din serviciu. Aceste aparate sînt, în general, stabilite pentru tensiuni care nu depășesc 20 kV, ceea ce nu prezintă dificultăți din punct de vedere constructiv.

Condensatoarele statice sînt foarte răspîndite și se pot constitui în baterii de cîteva mii de kilovoltamperi, montate în stea sau în triunghi, ca în figura 7.7, capabile să compenseze total sau în parte căderea de tensiune în lungul rețelei de transport. Totodată ele sînt utilizate pentru îmbunătățirea factorului de putere al consumatorilor, fiind conectate fie la bornele aparatelor de utilizare — motoare, tuburi fluorescente —, fie la barele posturilor de transformare din rețeaua de distribuție de medie tensiune (5÷20 kV). Ultima dispoziție este adesea preferabilă primei, deoarece ea permite concentrarea în același nod a unui număr important de baterii, care pot fi exploatate mai ușor, pentru satisfacerea nevoilor de reglare a tensiunii.

Întrebuințarea condensatoarelor este economic avantajoasă, mai ales în cazul îmbunătățirii factorului de putere al sarcinilor mici sau mijlocii, cînd utilizarea mașinilor sincrone este nerațională, dacă puterea reactivă necesară este mai mică decît 50 Mvar. Ca urmare, condensatorul static se adaptează bine la compensarea rețelelor de distribuție, în timp ce compensatorul sincron este destinat compensării rețelei de transport.

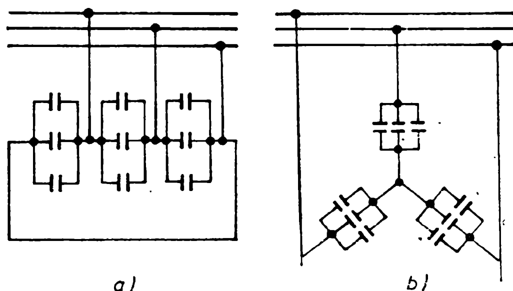


Fig.7.7. Scheme pentru montarea condensatoarelor de compensare a puterii reactive într-o rețea electrică:

a — montarea în stea; *b* — montarea în triunghi.

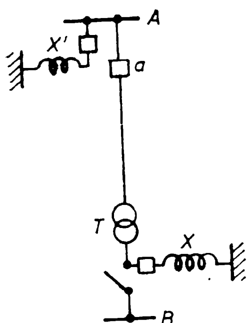


Fig. 7.8. Montarea bobinelor de compensare la liniile electrice de foarte înaltă tensiune.

Bobinele de inductanță sînt întrebuințate în unele cazuri, pentru a absorbi puterea reactivă debitată la orele de încărcare redusă a liniilor lungi de foarte înaltă tensiune sau a rețelelor importante de cabluri. În afara reglării tensiunii, ele permit punerea sub tensiune a unei linii lungi sau a unui cablu în gol, fără a provoca o absorbție importantă de putere reactivă de la mașinile generatoare.

Fie, de exemplu, linia lungă din figura 7.8, care trebuie menținută în gol prin stația de plecare *A*. Cînd se închide întreruptorul *a*, mașinile generatoare din *A* trebuie să absoarbă puterea reactivă produsă de capacitatea liniei. Din contră, dacă se conectează în prealabil o bobină de inductanță *X* în stația *B*, care absoarbe puterea reactivă a liniei, închiderea întreruptorului *a* nu va fi însoțită de nici un șoc pentru alternatoare. În plus, nici tensiunea la capătul *B*, care crește datorită efectului Ferranti, nu atinge valori periculoase pe izolația liniei și aparataj. Dacă bobina de inductanță *X'* se conectează pe barele *A*, alternatoarele vor funcționa în aceleași condiții, însă tensiunea în *B* va fi puțin mai ridicată decît în prima dispunere.

Pentru a efectua reglarea tensiunii în diferite regimuri, se montează de obicei mai multe bobine în paralel. Uneori, cînd puterea reactivă absorbită de la rețea la orele de sarcină redusă trebuie să fie de același ordin de mărime ca și puterea reactivă debitată la orele de sarcină mare, bobinele de inductanță pot fi asociate compensatoarelor sincrone.

7.2.5. DETERMINAREA PUTERII COMPENSATOARELOR SINCRONE

Puterea compensatoarelor sincrone sau a bateriilor de condensatoare se poate determina pe cale analitică sau grafică. În acest scop, se consideră că tensiunea U_1 la începutul liniei este menținută permanent constantă printr-un mijloc oarecare de reglare. Dacă se ține seama că pentru regimul de sarcină maximă tensiunea la capătul liniei este $U_{2\,min}$, iar pentru sarcină minimă este $U_{2\,max}$, atunci relațiile între tensiuni se pot scrie sub forma:

— pentru sarcină maximă:

$$U_1 = U_{2\,min} + \frac{P_{2\,max} R + Q_{2\,max} X}{U_{2\,min}}; \tag{7.24}$$

— pentru sarcină minimă:

$$U_1 = U_{2\,max} + \frac{P_{2\,min} R + Q_{2\,min} X}{U_{2\,max}}, \tag{7.25}$$

în care s-a neglijat componenta transversală a căderii de tensiune.

În cazul cînd se montează un compensator sincron, tensiunea la capătul liniei trebuie menținută la o valoare constantă, dorită, indiferent de regimul de încărcare.

Dacă se notează această tensiune cu U_{2d}, atunci relațiile de mai sus devin:

— pentru sarcină maximă:

$$U_1 = U_{2d} + \frac{P_{2\,max} R + (Q_{2\,max} - Q_{cs})X}{U_{2d}}, \tag{7.26}$$

— pentru sarcină minimă:

$$U_1 = U_{2d} + \frac{P_{2\,min} R + (Q_{2\,min} + Q_{csb})X}{U_{2d}}, \tag{7.27}$$

în care: Q_{cs} reprezintă puterea capacitivă debitată în rețea de compensatorul sincron în regim de supraexcitare;

Q_{csb} — puterea inductivă a compensatorului sincron absorbită din rețea în regim de subexcitare.

Ținînd seama că tensiunea U_1 rămîne constantă în ambele situații, rezultă din compararea relațiilor (7.24) cu (7.25) și (7.26) cu (7.27) că:

$$\frac{Q_{cs}X}{U_{2d}} = (U_{2d} - U_{2\,min}) + \frac{P_{2\,max} \cdot R + Q_{2\,max} \cdot X}{U_{2d}} - \frac{P_{2\,max} \cdot R + Q_{2\,max} \cdot X}{U_{2min}}; \tag{7.28}$$

$$\frac{-Q_{csb}X}{U_{2d}} = (U_{2d} - U_{2\,max}) + \frac{P_{2\,min} \cdot R + Q_{2\,min} \cdot X}{U_{2d}} - \frac{P_{2\,min} \cdot R + Q_{2\,min} \cdot X}{U_{2\,max}}. \tag{7.29}$$

În regim de sarcină maximă $U_{2d} > U_{2\,min}$, în regim de sarcină minimă $U_{2d} < U_{2\,max}$, iar diferența ultimilor doi termeni din relațiile (7.28) și (7.29) are o valoare foarte mică, practic, putîndu-se neglija. Ca urmare, puterea compensatoarelor sincrone în regim supraexcitat și subexcitat poate fi determinată cu următoarele relații aproximative:

$$Q_{cs} = \frac{U_{2d}(U_{2d} - U_{2\,min})}{X}; \tag{7.30}$$

$$-Q_{csb} = \frac{U_{2d}(U_{2d} - U_{2\,max})}{X}. \tag{7.31}$$

Relațiile acestea se pot folosi pentru o primă evaluare a puterilor compensatoarelor sincrone, deoarece în cazul liniilor de lungimi mari trebuie să se mai țină seama și de transformatoare. De aceea, în aprecierea puterii există o eroare, care pentru liniile de 220 kV, poate fi de ordinul 20÷25%. Totuși, folosirea acestor relații este justificată, ținînd seama de intervalele mari care există între puterile standardizate ale compensatoarelor sincrone.

De asemenea, trebuie menționat că în aprecierea puterii compensatoarelor sincrone trebuie să se țină seama și de valoarea raportului dintre puterea capacitivă Q_{cs} și puterea inductivă Q_{csb}, care nu depășește 1.7.

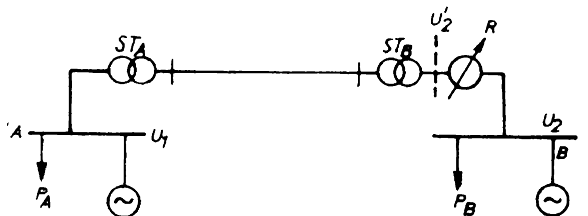


Fig. 7.9. Reglarea tensiunii prin injecția unei tensiuni adiționale.

7.2.6. LEGAREA APARATELOR DE COMPENSARE LA REȚEAUA DE TRANSPORT

S-a menționat că, în general, aparatele de compensare (compensatoare sincrone, condensatoare și bobine de inductanță) se grupează în stații de transformare importante, care asigură legătura dintre rețeaua de transport și rețelele de distribuție. În principiu, este totdeauna posibil, de exemplu, ca aparatul de reglare să fie legat la terțiarul unui transformator cu un regulator de tensiune sensibil, fie pentru tensiunea rețelei primare, fie pentru tensiunea rețelei secundare. O analiză completă arată că puterile reactive debitate și variațiile de tensiune pe rețeaua nereglată sînt mai importante cînd reglarea este efectuată pe rețeaua separată de aparatul de compensare prin cea mai mare reactanță. Ca urmare, este mai avantajoasă reglarea tensiunii rețelei care este electric mai apropiată.

7.3. REGLAREA TENSIUNII PRIN INTRODUCEREA UNEI TENSIUNI ADIȚIONALE

În principiu, reglarea tensiunii prin introducerea unei tensiuni adiționale presupune un dispozitiv de reglare R, montat în serie ca în figura 7.9, care, adăugînd la tensiunea U_2 aplicată bornelor sale în amonte, o tensiune reglabilă în fază cu U_2', va readuce tensiunea U_2 la o valoare constantă.

7.3.1. INFLUENȚA TENSIUNII ADIȚIONALE ASUPRA CIRCULAȚIEI DE PUTERE REACTIVĂ

Introducerea unei tensiuni adiționale pentru reglarea tensiunii — procedeu care pare cel mai natural — nu generează putere reactivă, însă modifică repartiția inițială a acesteia, deoarece tensiunea și puterile nu sînt mărimi independente între ele.

Se consideră, de exemplu, rețeaua dată în figura 7.10, în care tensiunile U_1 și U_2 sînt menținute constante. Dacă în punctul C se injectează o tensiune adițională ΔU_a, în fază cu tensiunea U_3 din acest punct, panta tensiunii dintre B și C va crește. Acest lucru impune o deplasare de putere reactivă ΔQ de la C la B, care provine din punctul A. Deci, panta tensiunii între A și C a crescut și repartiția finală a tensiunilor este reprezentată prin linia întreruptă *acc'b* (fig. 7.10, *b*). Situația este inversă, în cazul cînd ΔU_a este negativ, așa cum se arată în figura 7.10, *c*.

Din această figură se constată un aspect fizic foarte important, și anume că variația tensiunii *c''c'* în punctul C este inferioară tensiunii adiționale injectate ΔU_a, fiindcă panta tensiunii de transport între A și C se modifică,

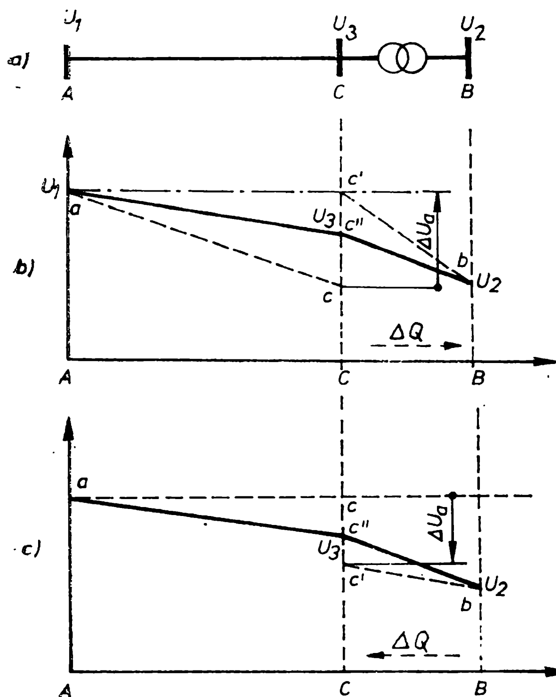


Fig. 7.10. Influența tensiunii adiționale asupra circulației de putere reactivă.

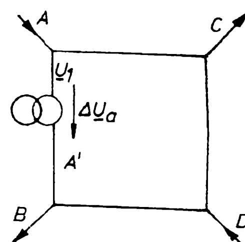


Fig. 7.11. Influența tensiunii adiționale asupra circulației de putere reactivă într-o rețea buclată.

ca urmare a raportului de putere reactivă. Acest efect este cu atît mai important cu cît ΔU_a este mai mare. Ajustarea tensiunii la valoarea voită cu ajutorul unei tensiuni adiționale nu produce decît o deplasare de putere reactivă, fără a putea dispensa rețeaua de puterea reactivă necesară consumatorilor sau transportului.

Cele de mai sus se pot generaliza pentru rețeaua buclată, din figura 7.11, în care se introduce o tensiune adițională ΔU_a pe linia AB, între punctele A și A'. Dacă $\underline{Z} = R + \mathrm{j}X$ reprezintă impedanța totală a circuitului buclat, atunci curentul de circulație $\underline{I}_c$ determinat de tensiunea adițională injectată, care se suprapune peste curentul existent este:

$$\underline{I}_c = \frac{\Delta \underline{U}_a}{\underline{Z}} = \frac{\Delta \underline{U}_a}{R + \mathrm{j}X} = \frac{\Delta U_{aa} + \mathrm{j}\delta U_{ar}}{R + \mathrm{j}X}, \tag{7.32}$$

în care: ΔU_{aa} este componenta longitudinală a tensiunii injectate;

δU_{ar} — componenta transversală a tensiunii injectate.

Puterea de circulație corespunzătoare acestui curent, care se suprapune peste cea inițială, are valoarea:

$$\underline{S}_c = P_c + \mathrm{j}Q_c = U_1 \underline{I}_c^{*}. \tag{7.33}$$

Ținînd seama de relația (7.32), rezultă că:

$$\underline{I}_c^* = \frac{\Delta U_{aa} - j\delta U_{ar}}{R - jX}; \quad (7.34)$$

$$\underline{S}_c = P_c + jQ_c = \frac{U_1}{Z^2}\left[(R\Delta U_{aa} + X\delta U_{ar}) + j(X\Delta U_{aa} - R\delta U_{ar})\right], \quad (7.35)$$

de unde se obține că:

$$P_c = U_1 \frac{R\Delta U_{aa} + X\delta U_{ar}}{Z^2}; \quad Q_c = U_1 \frac{X\Delta U_{aa} - R\delta U_{ar}}{Z^2}. \quad (7.36)$$

Aceste relații permit, pe de o parte, stabilirea variației puterii active și reactive într-un circuit buclat, datorită introducerii unei tensiuni adiționale, iar pe de altă parte, modificarea circulației acestor puteri în funcție de natura circuitului. Astfel pentru circuitele cu reactanța preponderentă $\left(\frac{X}{R} \gg 1\right)$, injecția unei *tensiuni în fază* (longitudinală) cu tensiunea de reglat în punctul de reglare modifică în special circulația puterii reactive, iar injecția unei *tensiuni în cuadratură* (transversală) cu tensiunea de reglat, modifică în special puterea activă. Efectul injecției tensiunilor adiționale este invers, dacă rezistența circuitului este mult mai mare decît reactanța lui.

În rețelele electrice se utilizează mai ales procedeul injecției unei tensiuni adiționale longitudinale, în fază cu tensiunea de reglat. Cel de-al doilea procedeu, care constă în injecția unei tensiuni adiționale în cuadratură cu tensiunea de reglare este costisitoare și presupune grupuri statice de transformatoare speciale. De aceea, se utilizează mai rar în cadrul sistemelor electroenergetice, contribuind într-o măsură determinată și la modificarea circulației puterilor] active, cînd mijloacele naturale de repartiție a acestora nu sînt suficiente.

7.3.2. PRODUCEREA TENSIUNILOR ADIȚIONALE LONGITUDINALE. SCHIMBĂTOARELE DE PRIZE SUB SARCINĂ

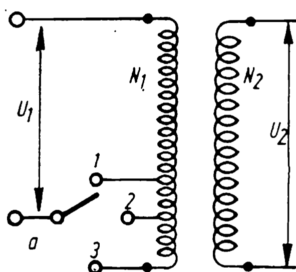


Fig. 7.12. Schema de principiu a transformatorului monofazat cu reglarea în gol a tensiunii:
1 — priză + 5%; *2* — priză mediană; *3* — priza —5%; *a* — contact mobil de comutare a prizelor.

Tensiunile adiționale longitudinale pot fi produse cu ajutorul transformatoarelor prevăzute cu prize reglabile sub sarcină sau în gol. În ambele cazuri reglarea se realizează prin modificarea numărului de spire ale înfășurării cu tensiunea cea mai mare.

În figura 7.12 este reprezentat un transformator coborîtor de tensiune cu două înfășurări și trei prize de reglare pe partea primară, care asigură

pe partea secundară o variație de tensiune de $\pm 5\%$. Pentru un astfel de transformator se poate scrie că:

$$U_2 \approx U_1 \frac{N_2}{N_1}, \qquad (7.37)\ *$$

în care: U_2 este tensiunea la bornele secundare ale transformatorului;

U_1 — tensiunea la bornele primare ale transformatorului;

N_2 — numărul de spire ale înfășurării secundare;

N_1 — numărul de spire ale înfășurării primare.

Examinînd relația (7.37) și figura 7.12 se observă că, mărind numărul de spire N_1, prin deplasarea comutatorului de prize *a* de pe priza *2* pe priza *3*, se obține în secundar o tensiune cu 5% mai mică decît tensiunea corespunzătoare prizei mediane. Invers, dacă se reduce numărul de spire N_1, prin deplasarea comutatorului de pe priza *2* pe priza *1*, tensiunea în secundar crește cu 5% față de priza mediană.

Variația tensiunii secundare la transformatoare cu reglaj în gol impune deconectarea transformatorului de la rețea și, în plus, luarea unor măsuri speciale de protecție a muncii. De aceea, procedeul este folosit numai pentru reglarea sezonieră a tensiunii.

Reglarea tensiunii prin schimbarea prizelor se poate face *direct* sau *indirect*.

a. Reglarea directă. În acest caz, una din înfășurări este echipată cu prize care se utilizează succesiv. Cînd se trece de la o priză la alta vecină, nu trebuie să se taie nici un curent și nici să se pună în scurtcircuit spirele înfășurării.

În general, toate schemele de reglare directă derivă din schema dată în figura 7.13 în care *1, 2, 3, ..., 6* reprezintă schimbătoarele de prize, iar *AT* un mic auto-transformator, a cărui reactanță este suficient de mare, pentru ca curentul care o traversează cînd el este închis pe două prize consecutive, să nu pericliteze bobinajul transformatorului.

Funcționarea schemei se poate explica astfel: dacă toate schimbătoarele de prize, în afară de *1*, de exemplu, sînt deschise, tensiunea la ieșire este maximă și corespunde prizei respective, diminuată de o mică cădere de tensiune în jumătatea autotransformatorului *AT*. Dacă schimbătoarele *1* și *2* sînt închise, totul se petrece ca și cînd ar exista o singură priză mediană pe bobinajul dintre *1* și *2*. Dacă schimbătorul *2* este închis, atunci tensiunea la ieșire corespunde prizei *2*, micșorată de o cădere de tensiune în jumătate din bobinajul autotransformatorului.

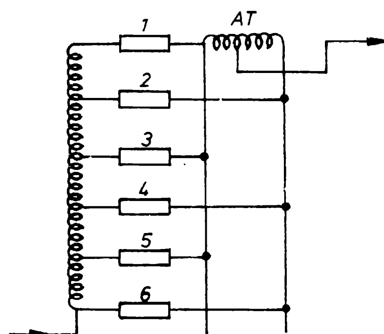


Fig. 7.13. Schema de principiu a schimbătoarelor de prize la un transformator cu două înfășurări cu reglare directă.

* Relația (7.37) este aproximativă, fiind valabilă pentru un transformator ideal.

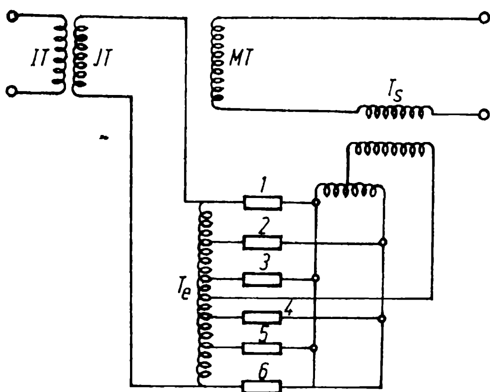


Fig. 7.14. Schema de principiu a schimbătoarelor de prize la un transformator cu reglare indirectă.

Manevra de trecere de la o priză la alta succesivă, de exemplu, de la *3* la *4*, se face în ordinea următoare: toate schimbătoarele de prize în afară de *3* sînt deschise, se închide *4*, apoi se deschide *3*.

Dezavantajul unui astfel de mod de reglare constă în aceea că, în cazul unei avarii la schimbătorul de prize, se imobilizează transformatorul.

b. Reglarea indirectă. În acest caz, reglarea se efectuează de către un grup separat, eliminîndu-se posibilitatea imobilizării transformatorului. Grupul separat se compune dintr-un transformator T_e, zis de excitație, alimentat în joasă tensiune sau de la înfășurarea terțiară a transformatorului principal. Secundarul autotransformatorului de excitație este echipat cu prize, injectînd o tensiune variabilă în serie cu înfășurarea tensiunii de reglat a transformatorului principal prin intermediul unui transformator serie T_s, așa cum se indică în figura 7.14. Pentru a reduce izolația transformatorului T_s, secundarul lui nu este dispus în conexiunea liniei, ci în conexiunea neutrului transformatorului principal.

Manevra schimbătoarelor de prize *1*, *2*, *3*, ..., *6* este comandată, în general, prin motor electric, a cărui punere în mișcare poate fi făcută fie *automat*, dacă transformatorul este controlat prin regulator de tensiune, fie *manual*.

Prizele variabile permit să se obțină, cel mai adesea, o amplitudine totală de variație a tensiunii, ΔU_a, cuprinsă între limitele de 10 și 15% din tensiunea nominală. Aceste limite sînt suficiente pentru a satisface reglarea de tensiune în rețelele electrice. O extindere mai mare a variației de tensiune antrenează o creștere importantă a prețului de cost al transformatorului.

Amplitudinea de variație a tensiunii corespunzătoare unei prize, depinde de puterea și de tipul transformatorului. În general, ea corespunde limitelor de $0{,}75 \div 2{,}5\%$ din tensiunea nominală.

7.3.3. CALCULUL PRIZEI NECESARE UNEI REGLĂRI DE TENSIUNE

Problema principală care se pune la reglarea tensiunilor cu ajutorul transformatoarelor, constă în alegerea prizelor de lucru, în așa fel încît să se evite comutarea repetată a prizelor odată cu variația sarcinilor.

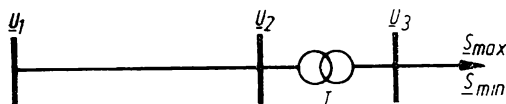


Fig. 7.15. Rețea electrică cu o singură sarcină și două regimuri de funcționare pentru reglarea tensiunii: maximum (S_{max}) și minimum (S_{min}).

Se presupune că sarcina consumatorului de pe barele de joasă tensiune a transformatorului din figura 7.15 variază între două limite: S_{max} și S_{min}. Dacă tensiunea U_1 este menținută constantă

printr-un mijloc de reglare oarecare și circulația puterilor în rețea este cunoscută, atunci, calculînd căderile de tensiune pe linie se obțin tensiunile pe barele primare ale transformatorului în regimurile de sarcină maximă și minimă, adică $U_{2\,min}$ și $U_{2\,max}$.

Rapoartele de transformare se aleg în așa fel încît tensiunea U_3 pe barele de joasă tensiune ale consumatorului să fie cuprinsă în limitele admisibile, adică să fie satisfăcute inegalitățile:

— pentru sarcina maximă:

$$U_{3\,min} = \frac{U_{2\,min} - \Delta U_{T\,max}}{k_1} > U_{min\,ad} \qquad (7.38)$$

— pentru sarcina minimă:

$$U_{3\,max} = \frac{U_{2\,max} - \Delta U_{T\,min}}{k_2} < U_{max\,ad} \qquad (7.39)$$

în care: ΔU_T reprezintă pierderea de tensiune în transformator;

$k = \frac{U_{20}}{U_{30}} = \frac{U_{p0} \pm n \cdot a\%}{U_{jt}}$ — raportul de mers în gol al transformatorului;

U_{p0} — tensiunea prizei mediane a transformatorului;

n — numărul de prize;

a — amplitudinea de variație a tensiunii pe priză, în % din tensiunea nominală.

Diferențele $(U_{2\,min} - \Delta U_{T\,max})$ și $(U_{2\,max} - \Delta U_{T\,min})$ reprezintă tensiunile de calcul pe barele de joasă tensiune, raportate la înaltă tensiune.

Se presupune că există un anumit raport de transformare $k_1 = k_2 = k_0$, pentru care ambele inegalități (7.38) și (7.39) sînt satisfăcute. În acest caz, se poate scrie că:

$$(U_{2\,max} - U_{2\,min}) \frac{1}{k_0} + (\Delta U_{T\,max} - \Delta U_{T\,min}) \frac{1}{k_0} < U_{max\,ad} - U_{min\,ad}, \qquad (7.40)$$

de unde rezultă:

$$k_0 < \frac{(U_{2\,max} - U_{2\,min}) + (\Delta U_{T\,max} - \Delta U_{T\,min})}{U_{max\,ad} - U_{min\,ad}}. \qquad (7.41)$$

Dacă se face aproximația că termenul care reprezintă diferența căderilor de tensiune în transformator este neglijabil în expresia raportului de transformare k_0, se obține:

$$k_0 = \frac{U_{20}}{U_{30}} < \frac{U_{2\,max} - U_{2\,min}}{U_{max\,ad} - U_{min\,ad}} \qquad (7.42)$$

sau:

$$\frac{U_{max\,ad} - U_{min\,ad}}{U_{30}} < \frac{U_{2\,max} - U_{2\,min}}{U_{20}}. \qquad (7.43)$$

Alegînd priza de lucru corespunzătoare raportului menționat k_0, se asigură nivelul tensiunilor în limitele admisibile la bornele consumatorului, atît în cazul sarcinilor maxime, cît și în cazul sarcinilor minime.

Cînd inegalitatea (7.43) nu este îndeplinită, nu se poate găsi un raport de transformare care să satisfacă ambele condiții (7.38) și (7.39). În acest caz este necesar să se lucreze pe prize diferite atunci cînd sarcinile sînt minime sau maxime, iar rapoartele de transformare rezultă din inegalitățile (7.38) și (7.39). Se obține:

— pentru regimul de sarcină maximă:

$$U_{3\,min} = \frac{U_{2\,min} - \Delta U_{T\,max}}{U_{p0} \pm n_1 \cdot a\%} U_{jt} > U_{min\,ad}; \tag{7.44}$$

— pentru regimul de sarcină minimă:

$$U_{3\,max} = \frac{U_{2\,max} - U_{T\,min}}{U_{p0} \pm n_2 \cdot a\%} U_{jt} < U_{max\,ad}. \tag{7.45}$$

În aceste inegalități tensiunile $U_{3\,min}$ și $U_{3\,max}$ sînt alese în conformitate cu cererile consumatorilor, iar tensiunile U_{jt}, tensiunea prizei mediane U_{p0}, precum și amplitudinea de variație a tensiunii sînt cunoscute. Singurele necunoscute sînt prizele n_1 și n_2, pe care trebuie să funcționeze transformatorul pentru a fi îndeplinite condițiile impuse.

Evident că din calcule numărul prizei nu va fi întreg. Prizele alese vor corespunde numerelor întregi, imediat superioare celor calculate. Cu aceste prize se recalculează tensiunile U'_{3min} și U'_{3max}, care nu trebuie să difere cu mai mult de 5% față de valorile inițial stabilite.

7.4. REGLAREA PUTERILOR ACTIVE ȘI REACTIVE ÎNTR-O REȚEA BUCLATĂ CU AJUTORUL TENSIUNILOR ADIȚIONALE

Relațiile (7.35) și (7.36) arată că dacă se injectează într-un nod oarecare al unei rețele buclate, în care reactanța este predominantă, o tensiune reglabilă δV în cuadratură cu tensiunea $\underline{V}$, se provoacă circulația unui curent sensibil în fază cu $\underline{V}$. În acest mod se va putea regla valoarea puterii active care circulă din nodul respectiv.

Dacă însă se injectează o tensiune adițională longitudinală $\Delta\underline{V}$, în fază cu tensiunea $\underline{V}$, atunci este posibilă reglarea puterii reactive din acel nod. Trebuie menționat însă că puterile de circulație din buclele rețelelor, nu pot fi reglate simultan în mai multe puncte; regimul diferitelor elemente va fi determinat numai prin puterile prelevate sau debitate în noduri și prin acelea care trec prin nodul în care se injectează tensiunea adițională.

Cele menționate mai sus arată că orice aparat care poate produce o tensiune în fază (cazul transformatoarelor cu prize reglabile) sau în cuadratură cu tensiunea rețelei, poate fi folosit și pentru reglarea puterilor active și reactive într-o rețea buclată. Dintre aceste aparate se vor aminti următoarele:

1) regulatoarele de inducție;

2) transformatoarele speciale.

7.4.1. REGULATOARE DE INDUCȚIE

Regulatorul de inducție este un motor asincron cu rotorul fix, care funcționează ca un transformator. În consecință, prin alimentarea statorului se va obține la inelele colectoare o tensiune a cărei valoare efectivă depinde de raportul de transformare, iar defazajul θ al acesteia, în raport cu tensiunea aplicată statorului, depinde de poziția de calare a rotorului. Pentru anularea cuplului la arborele regulatorului se asociază, de obicei, două regulatoare de inducție simple, ca în figura 7.16, *a*, cu rotoarele fixate pe un arbore comun și bobinate în așa fel încît cuplurile lor să fie antagoniste. Dacă tensiunile celor două regulatoare asociate $\underline{V}_1$ și $\underline{V}_1'$ sînt egale și unghiurile θ_1 și θ_1' sînt de asemenea egale, dar de semn contrar, ca în figura 7.16, *b*, atunci suma geometrică a tensiunilor $\underline{V}_1$ și $\underline{V}_1'$ va varia între $-2V_1$ și $+2V_1$ și va fi totdeauna în fază cu tensiunea $\underline{V}$ de reglat. În consecință, amplitudinea tensiunii rețelei în nodul de montare al regulatorului de inducție va fi cuprinsă între $V - 2V_1$ și $V + 2V_1$, ceea ce va antrena variații corespunzătoare ale puterii reactive.

Dacă însă montajul celor două regulatoare asociate se face astfel încît tensiunea $\underline{V}_1'$ a celui de-al doilea regulator să fie inversată în raport cu cazul precedent, ca în figura 7.17, atunci suma geometrică $\underline{V}'$ va varia între $-2V_1$ și $+2V_1$ și va rămîne în cuadratură cu tensiunea $\underline{V}$ de reglat. În consecință, amplitudinea și faza tensiunii de reglat vor fi modificate și, corespunzător, puterea activă care circulă între noduri.

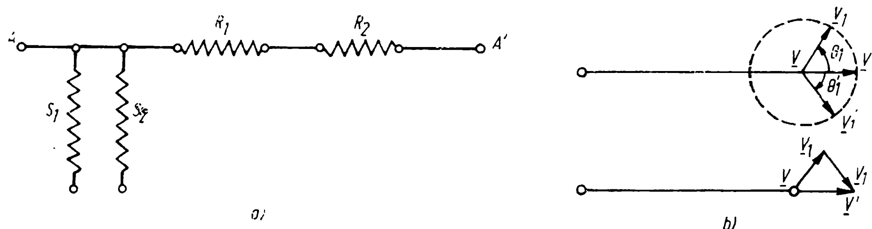


Fig. 7.16. Schema principială și diagrama tensiunilor în cazul folosirii a două regulatoare simple de inducție care înseriază o tensiune în fază cu tensiunea dereglat.

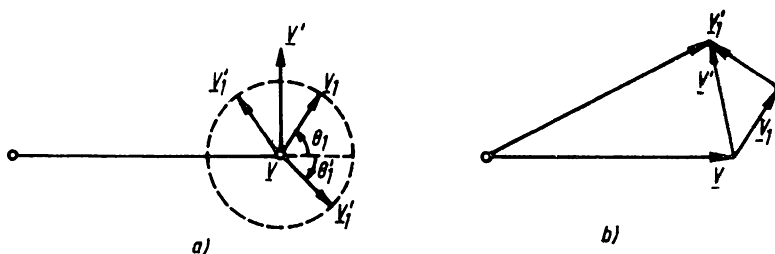


Fig. 7.17. Diagrama tensiunilor în cazul folosirii a două regulatoare simple de inducție care înseriază o tensiune în cuadratură cu tensiunea de reglat.

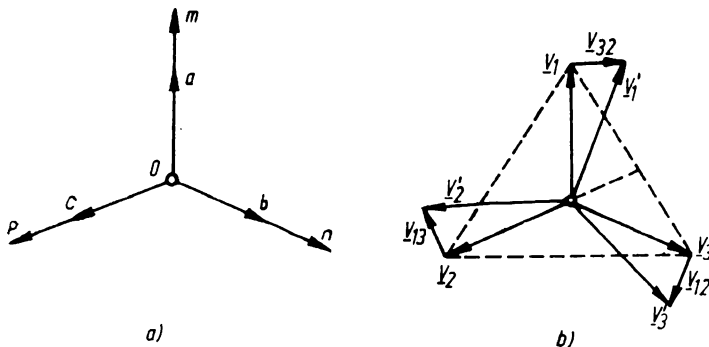


Fig. 7.18. Diagramele fazoriale ale tensiunilor cînd se injectează: *a* — tensiuni adiţionale longitudinale; *b* — tensiuni adiţionale transversale

7.4.2. TRANSFORMATOARE SPECIALE

Introducerea unei tensiuni adiţionale în fază sau în cuadratură cu tensiunea de reglat şi, în consecinţă, modificarea practică a circulaţiei puterilor active şi reactive într-o buclă de reţea, se realizează cu ajutorul *transformatoarelor speciale,* denumite în mod curent *grupuri statice de reglare.*

În cazul transformatoarelor cu reglare longitudinală descrise anterior, elementele de reglare (prizele) erau alimentate de la faza la care erau conectate. Ele introduceau tensiuni adiţionale în fază cu tensiunea de reglat, fapt care este indicat grafic în figura 7.18, *a* prin segmentele *am, bn* şi *cp.* În reţelele electrice trifazate este uşor însă să se obţină şi tensiuni adiţionale în cuadratură cu tensiunea reţelei; astfel, trebuie observat, de exemplu, că diferenţa geometrică dintre tensiunile simple ale fazelor *2* şi *3*, din figura 7.18, *b*, este perpendiculară pe tensiunea simplă a primei faze. Tensiunile $\underline{V}_1'$, $\underline{V}_2'$ şi $\underline{V}_3'$ sînt mai mari şi rotite faţă de tensiunile $\underline{V}_1$, $\underline{V}_2$ şi $\underline{V}_3$. În consecinţă, pentru introducerea unei tensiuni adiţionale în cuadratură cu tensiunea de reglare, înfăşurarea serie a transformatorului de reglare trebuie alimentată cu tensiunea dintre celelalte două faze. Acest aparat poate fi prevăzut cu un inversor care să modifice legăturile dintre transformatorul de excitaţie şi transformatorul serie, deci şi sensul defazajului din figura 7.18, *b*.

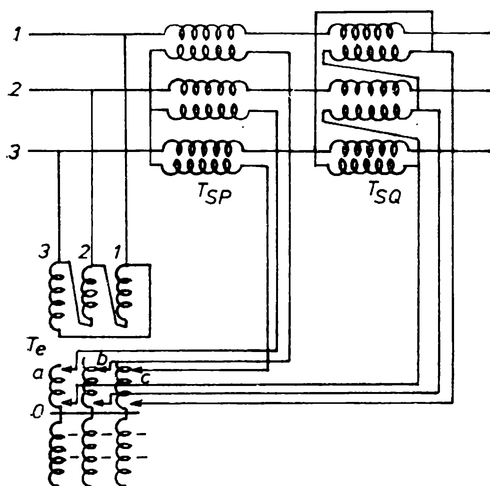


Fig. 7.19. Schemele de principiu ale grupurilor statice de reglare a puterilor active şi reactive.

În cele ce urmează se vor descrie două scheme de transformatoare speciale.

O primă schemă este prezentată în figura 7.19, care are transformatorul de excitaţie T_e cu înfăşurarea primară conectată în triunghi

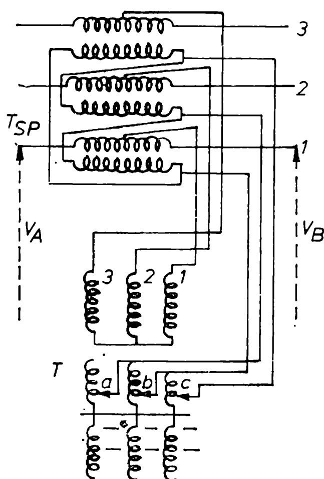


Fig. 7.20. Schema de principiu a unui grup static de reglare a puterilor active, cu conectarea transformatorului de excitație la mijlocul înfășurării serie a transformatorului T_{SP}.

și cea secundară, prevăzută cu prize de reglare, conectată în stea. Tensiunea prelevată între neutrul O și priza a este proporțională cu tensiunea primară $\underline{U}_{31}$, care este în cuadratură cu tensiunea $\underline{V}_2$. Această tensiune $k\underline{U}_{31}$ este injectată în faza 2 a liniei cu ajutorul unui transformator serie T_{SP}, a cărui înfășurare secundară este conectată în serie în linie și a cărui înfășurare primară, conectată în stea este alimentată de la prizele a, b, c. În același mod, tensiunile $k\underline{U}_{12}$ și $k\underline{U}_{23}$, în cuadratură cu tensiunile simple $\underline{V}_3$ și $\underline{V}_1$, sînt injectate în fazele 3 și 1. Transformatorul T_{SP}, va asigura deci reglarea puterii active numai prin schimbarea prizelor la transformatorul de excitație T_e.

Puterea reactivă este reglată în mod analog cu ajutorul transformatorului serie T_{SQ}, a cărui înfășurare secundară este conectată în serie în linie și a cărui înfășurare primară este conectată în triunghi, în același sens ca cea a transformatorului de excitație T_e. Tensiunile adiționale injectate sînt atunci în fază cu tensiunile de reglare ale liniei $\underline{V}_1$, $\underline{V}_2$ și $\underline{V}_3$.

Pentru a evita diferențe între tensiunile obținute de o parte și de alta a grupului de reglare, se poate conecta transformatorul de excitație la mijlocul înfășurării serie a transformatorului T_{SP}. În figura 7.20 se dă schema electrică a unui astfel de aparat destinat numai reglării puterii active, care are aceleași principii de funcționare ca cel din figura 7.19, tensiunile $\underline{V}_A$ și $\underline{V}_B$ fiind egale în mărime.

Schimbătoarele de prize în sarcină descrise la paragraful 7.3.2 sau grupurile statice de reglare înseriate în buclele de rețea, constituie aparate de reglare a puterii reactive de circulație. Ele nu acționează direct asupra tensiunii, ca în cazul rețelelor radiale, ci modifică căderile de tensiune în fiecare latură, din cauza deplasărilor de putere reactivă pe care manevra lor o provoacă.

Aparatele de reglare a puterii active sînt foarte puțin răspîndite din cauza prețului de cost ridicat. În același timp, utilizarea lor nu este indispensabilă într-un număr mare de cazuri unde repartiția naturală a puterilor active este satisfăcătoare.

Dealtfel, uneori este posibilă modificarea repartiției puterilor fără a recurge la grupuri de reglare, numai prin modificarea schemelor de conexiuni a rețelelor.

7.5. REGLAREA TENSIUNII PRIN MODIFICAREA PARAMETRILOR REȚELEI

Acest mod de reglare presupune modificarea constantelor rețelei, care se poate obține fie cînd anumite sectoare ale acesteia sînt formate din linii cu circuite duble în funcționare, fie prin conectarea în fiecare fază a liniei a unor *condensatoare statice*.

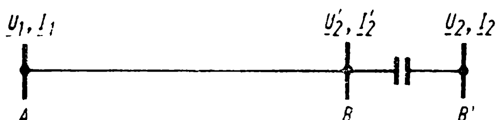


Fig. 7.21. Linie lungă prevăzută cu condensatoare serie.

În primul caz, în perioadele de sarcină mai redusă, tensiunea la barele consumatorului poate crește. Prin deconectarea unuia din circuitele unei linii duble, impedanța circuitului crește și, prin aceasta, crește căderea de tensiune micșorîndu-se tensiunea la consumator. O astfel de operație trebuie aplicată ținînd seama de funcționarea sigură a circuitelor rămase, pentru a nu provoca întreruperi în alimentarea consumatorilor.

Cel de-al doilea mod de schimbare a impedanței unui circuit constă în montarea de condensatoare statice în serie, pe fiecare fază a liniei. Capacitatea condensatoarelor compensează într-o măsură anumită reactanța inductivă a liniei, iar căderea de tensiune longitudinală este determinată mai ales de rezistența activă.

Fie, de exemplu, o linie lungă în care se montează în serie un condensator de capacitate C între punctele B și B', la capătul de ieșire, ca în figura 7.21. Reactanța rezultantă a liniei $\left(X_i - \frac{1}{C\omega}\right)$ poate avea o valoare pozitivă, nulă sau negativă, după cum gradul de compensare $\lambda = \frac{X_c}{X_i} = \frac{1}{\omega C X_i}$ este inferior, egal sau superior valorii unitare.

Determinarea căderilor de tensiune în cazul simplu, cînd se neglijează admitanța liniei, se poate face plecînd de la relațiile liniilor electrice de medie tensiune în care se înlocuiește reactanța prin valoarea ei echivalentă.

Cînd se ține seama și de admitanța liniilor, atunci ansamblul linie-condensator se poate înlocui printr-un cuadripol unic, care permite determinarea căderilor de tensiune. Cu notațiile din figura 7.21 se poate scrie pentru linie și condensator:

$$\underline{U}_1 = U_2' \,\mathrm{ch}\, \underline{\gamma} l + \underline{Z}_c I_2' \,\mathrm{sh}\, \underline{\gamma} l; \quad \underline{I}_1 = \frac{\underline{U}_2'}{\underline{Z}_c} \,\mathrm{sh}\, \underline{\gamma} l + \underline{I}_2' \,\mathrm{ch}\, \underline{\gamma} l;$$

$$\underline{U}_2 = \underline{U}_2' + \mathrm{j}\,\frac{\underline{I}_2'}{C\omega}; \quad \underline{I}_2' = \underline{I}_2. \tag{7.46}$$

Dacă se elimină mărimile intermediare $\underline{U}_2'$ și $\underline{I}_2'$ se obține:

$$\underline{U}_1 = \underline{U}_2 \,\mathrm{ch}\, \underline{\gamma} l + \underline{I}_2 \left(\underline{Z}_c \,\mathrm{sh}\, \underline{\gamma} l - \frac{\mathrm{j}}{C\omega} \,\mathrm{ch}\, \underline{\ } l\right);$$

$$\underline{I}_1 = \frac{\underline{U}_2}{\underline{Z}_c} \,\mathrm{sh}\, \underline{\gamma} l + \underline{I}_2 \left(\mathrm{ch}\, \underline{\gamma}\, l - \frac{\mathrm{j}}{\underline{Z}_c \omega C} \,\mathrm{ch}\, \underline{\gamma} l\right). \tag{7.47}$$

Din aceste ultime relații reies coeficienții cuadripolului echivalent, format din ansamblul linie-condensator, cu ajutorul căruia se determină nivelul de tensiuni.

Dacă condensatorul este montat în lungul liniei la o distanţă oarecare de capetele acesteia, atunci se calculează coeficienţii cuadripolului corespunzători primei părţi a liniei de lungime l_1 şi a condensatorului C, apoi se determină coeficienţii rezultanţi ai acestui cuadripol înseriaţi cu cea de-a doua parte a liniei.

Montarea condensatoarelor serie se poate face în orice loc din linie, cînd aceasta este încărcată numai la capete. Dacă însă linia este încărcată nu numai la capete ci şi în alte puncte, trebuie să se aleagă un loc de montare în care căderea de tensiune să se menţină în limite acceptabile. Considerînd linia în sensul alimentării cu energie, tensiunea este crescută abia după locul de montare al condensatorului, spre consumator. Deci, dacă în locul de montare nu se află nici un consumator, condensatorul serie poate provoca ridicarea tensiunii în acest loc peste valoarea normală. De obicei, trebuie să se admită la capătul liniei o anumită cădere de tensiune, spre a nu suprasolicita consumatorii racordaţi pe traseu.

Dacă însă trebuie compensată longitudinal numai o linie avînd un consumator la capăt, se conectează condensatorul în serie de preferinţă la capătul liniei, deoarece astfel există cel mai mic pericol pentru condensatorul însuşi.

Cînd montarea condensatorului se face la începutul liniei sau pe traseul acesteia, trebuie să se ţină seama de posibilitatea scurtcircuitelor pe linie, care nu dispar imediat şi contra cărora condensatorul trebuie protejat în mod eficace.

Într-adevăr, în regim normal, tensiunea maximă aplicată condensatorului serie este $I_m/C\omega$, unde I_m reprezintă curentul corespunzător puterii maxime transportate S_m. Condensatorul trebuie deci stabilit pentru o putere aparentă de circulaţie trifazată egală cu $3I_m^2/C\omega = \frac{S_m^2}{U_2^2 C\omega}$, în care U_2 reprezintă tensiunea compusă la sosire.

Cînd reţeaua este afectată de un defect, condensatorul este traversat de curentul de scurtcircuit şi tensiunea la bornele sale devine $I_k/C\omega$, care poate depăşi de cîteva ori tensiunea normală aplicată. Este greu de conceput condensatorul care să suporte o astfel de tensiune şi, din această cauză, el se montează în cadrul unei scheme de protecţie. O astfel de schemă este dată în figura 7.22, în care se montează în paralel un descărcător, E, care amorsează la tensiuni puţin mai ridicate decît tensiunea nominală a condensatorului. Deoarece descărcătorul trebuie protejat contra uzurii pentru a avea o amorsare precisă, condensatorul şi descărcătorul se protejează prin şuntare, cu un întreruptor S, ceea ce face compensarea serie ineficace, însă nu întrerupe fluxul de energie. Întreruptorul de şuntare S ameliorează funcţionarea des-

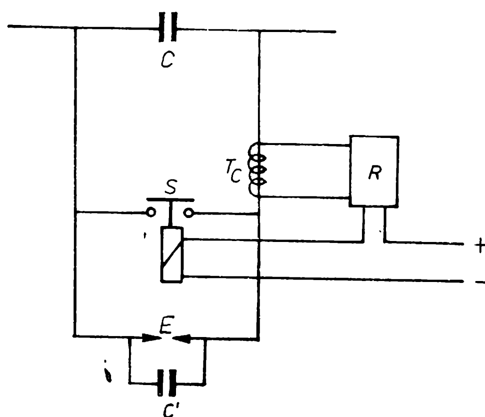


Fig. 7.22. Schemă de principiu de protecţie a condensatorului montat în serie pentru compensarea unei linii electrice.

cărcătorului, ușurează deionizarea spațiului dintre electrozi și evită reamorsarea lui în cazul reanclanșării rapide a liniei. El este acționat de obicei printr-un releu de curent *R*, montat în circuitul descărcătorului prin intermediul unui transformator de curent T_c și întrerupe circuitul de protecție imediat ce curentul care îl parcurge a devenit egal cu curentul nominal.

La bornele descărcătorului se poate monta și un condensator *C'*, cu scopul de a evita reamorsarea acestuia în cazul unor supratensiuni tranzitorii.

Modul de funcționare a schemei din figura 7.22 este următorul: cînd curentul din linie devine mai mare decît curentul nominal și tensiunea la bornele condensatorului crește, descărcătorul *E* poate amorsa. În acest fel, curentul se scurge pe o cale derivată prin descărcător. Imediat însă se închide și întreruptorul *S* acționat de releul *R*, care scurtcircuitează atît descărcătorul, cît și condensatorul, linia continuînd să funcționeze fără condensator. Cînd scurtcircuitul a fost eliminat, întreruptorul *S* parcurs de curentul nominal al liniei este deconectat și condensatorul reintră în circuitul normal.

În rețelele de medie tensiune, unde tensiunea la bornele condensatorului serie nu depășește de obicei 2 kV, întreruptorul de șuntare poate fi un contactor. Bobina contactorului este înlocuită cu una de curent, cu sîrmă de secțiune mai mare. Modul de funcționare a acestei scheme reiese din figura 7.23. Dacă acționează descărcătorul *1*, curentul din linie se scurge de la electrodul *2* al condensatorului prin descărcător și bobina *3* a contactorului, la celălalt electrod *4* al condensatorului, care în acest fel este scurtcircuitat. Imediat se închid contactele *5* și *6* ale contactorului scurtcircuitînd descărcătorul. Al doilea contact *6* al contactorului conectează simultan, în paralel cu bobina lui, o impedanță auxiliară *7*, care preia partea cea mai mare a curentului. Acest lucru este necesar, deoarece contactorul în stare anclanșată necesită numai $\frac{1}{10}$ din numărul de amperspire necesare acționării. Impedanța auxiliară care trebuie să fie inductivă din considerente de încălzire, este în așa fel dimensionată, încît, după scăderea curentului la valoarea sa nominală, contactorul să se deschidă.

Există și alte scheme de protecție a condensatorului, la care impedanța auxiliară inductivă este înlocuită cu o bobină de reținere pentru contactor, parcursă în permanență de curentul liniei.

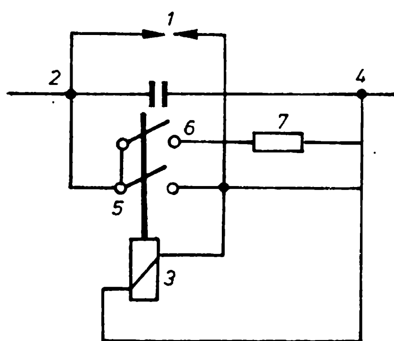


Fig. 7.23. Schemă de principiu de protecție a condensatorului montat în serie pentru compensarea unei linii electrice.

Asemenea scheme prezintă avantajul că condensatorul nu este scurtcircuitat direct, ci prin intermediul unei inductanțe. În acest fel, sarcina lui se scurge sub forma unor oscilații amortizate de frecvență mai mică. Ele lucrează complet automat și nu necesită surse de tensiune auxiliară sau de aer comprimat, astfel că izolația contactorului trebuie dimensionată numai pentru tensiunea lui nominală.

Folosirea condensatoarelor serie pentru reglarea tensiunii în rețelele electrice prezintă atît avantaje, cît și dezavantaje.

a) Prezența condensatoarelor-serie reduce reactanța rezultantă, ceea ce antrenează

creşterea curenţilor de scurtcircuit. Dacă însă gradul de compensare $\lambda > 2$ sau $X_c > 2X_i$, atunci curentul de scurtcircuit scade.

b) Cu ajutorul unui condensator este posibil să se compenseze întreaga componentă longitudinală a căderii de tensiune, adică şi cea legată de rezistenţa reţelei. Acest lucru este important, mai ales în cazul reţelelor în care rezistenţa este mai mare decît reactanţa inductivă cum ar fi, de exemplu, reţelele de cabluri.

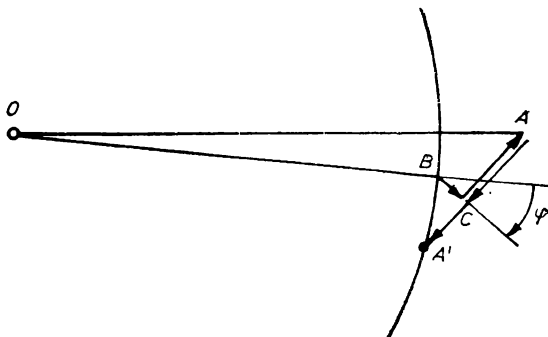


Fig. 7.24. Diagrama fazorială a tensiunii în cazul compensării totale a componentei longitudinale a căderii de tensiune cu ajutorul condensatoarelor serie.

Dacă se utilizează diagrama fazorială a unei astfel de reţele şi se trasează cercul de tensiune U_2, ca în figura 7.24, se constată că punctul A trebuie să fie adus în A', ceea ce este posibil cînd condensatorul-serie este stabilit în aşa fel încît reactanţa de legătură să devină negativă. În aceste condiţii căderea de tensiune $\underline{CA}$ în reactanţa liniei fără condensator este înlocuită prin $\underline{CA'}$ şi modulul tensiunii în A este egal cu modulul tensiunii în B.

c) Este uşor de constatat că rezultatul de la punctul *b)* s-ar fi putut obţine şi cu condensatoare montate în derivaţie. În acest caz însă, este necesară o capacitate mult mai mare pentru a decala curentul înaintea tensiunii, astfel încît punctul A să ajungă pe cercul de rază $\overline{OB}$, ca în figura 7.25. În plus, condensatorul-serie, care este stabilit pentru curentul total al liniei, nu suportă decît o diferenţă de potenţial egală cu 2÷3 ori căderea de tensiune inductivă fără condensator-serie (0,2 U_n), în timp ce condensatorul în derivaţie, stabilit pentru un curent mai mic, trebuie să suporte tensiunea simplă a reţelei.

d) Prezenţa condensatorului-serie favorizează producerea unor fenomene fizice, care pot influenţa exploatarea normală a reţelei. Astfel, conectarea unui transformator care funcţionează în gol prin intermediul unui condensator-serie, în momentul cel mai dezavantajos, poate duce la o deformare suplimentară unilaterală a curentului de mers în gol, deoarece în condensator se produce o sarcină electrică care este eliminată numai prin mai multe semiunde cu orientare opusă şi repetate apoi cu semn invers. Peste curentul de magnetizare se suprapune deci o oscilaţie de joasă frecvenţă, a cărei frecvenţă reprezintă un submultiplu întreg al frecvenţei reţelei. Acest fenomen este numit *oscilaţie subarmonică feromagnetică*. Procesul este instabil şi amortizat sau redus cu ajutorul unor rezistenţe în paralel sau în serie. Atîta timp cît există chiar la anclanşare o sarcină activă sau există linii paralele necompensate, nu se produc oscilaţii de

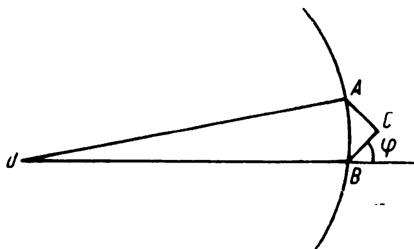


Fig. 7.25. Diagrama fazorială a tensiunii în cazul compensării totale a componentei longitudinale a căderii de tensiune cu ajutorul condensatoarelor montate în derivaţie pe linii.

acest fel. Dacă însă există acest pericol, iar condensatorul nu poate fi conectat decît abia după preluarea sarcinii, trebuie conectate la baterie rezistențe ohmice, în paralel, cu valori de $(10 \div 30)X_C$, în permanență sau în timpul procesului de anclanșare.

Un al doilea fenomen în rețea constă în apariția *subfrecvențelor* la pornirea motoarelor asincrone, care impun rotirea acestora la turații subsincrone. Prin modificarea continuă a reactanțelor inductive ale motorului se poate ajunge la o frecvență proprie a sistemului. Motorul lucrează în această stare concomitent ca transformator de frecvență și produce ca generator o frecvență mai joasă, care nu este într-un raport constant față de frecvența rețelei. Acest caz nu prezintă practic importanță în rețelele interconectate. În rețelele de tensiune joasă, această posibilitate trebuie totuși considerată și eliminarea fenomenului se poate face prin aceleași măsuri care au fost descrise pentru înlăturarea armonicilor feromagnetice.

7.6. CONTROLUL TENSIUNILOR ȘI PUTERILOR REACTIVE ÎNTR-O REȚEA

Într-o rețea electrică complexă este necesar să se urmărească permanent nivelul tensiunilor și circulația puterilor reactive, în următoarele scopuri:

a) să evite orice ridicare sau scădere prea importantă a tensiunii, care ar putea compromite buna funcționare a diverselor receptoare și stabilitatea transportului de energie sau ar face să iasă tensiunea din limitele de reglare a transformatoarelor cu reglare în sarcină;

b) să asigure tensiunea constantă în nodurile unde această condiție este impusă, în particular, la secundarul unor transformatoare coborîtoare cu raport fix sau variabil cu sarcina;

c) să reducă circulația puterilor reactive care însoțesc variațiile de tensiune datorite fluctuațiilor de putere activă și care pot lua valori importante și să devină jenante cînd coeficientul $\frac{\partial Q}{\partial U}$ este ridicat. Fie, de exemplu, cazul unei stații de transformare pentru care $\frac{\partial Q}{\partial U} = 10$ Mvar/kV, care nu este situată la plecarea liniilor, unde se injectează puterea activă. Dacă datorită unei variații a puterii transportate sau a unei schimbări a configurației rețelei, tensiunea pe fază scade de la V_0 la V, va rezulta un nou regim de circulație a puterii reactive, astfel că suma algebrică a puterilor reactive, care se dirijează către barele acestei stații, este crescută cu $10(V_0 - V)$ Mvar, în raport cu situația inițială. Această putere reactivă suplimentară se repartizează între diferitele linii care ajung la stația de transformare respectivă, de o manieră care depinde de impedanța cuprinsă între stații și capetele liniilor unde tensiunea se menține constantă. Se poate întîmpla ca noua repartiție a puterilor reactive să creeze în anumite locuri ale transportului o supratensiune, de exemplu, pe un transformator. Acest inconvenient se evită dacă se readuce tensiunea stației de transformare considerate la o valoare V_0' apropiată de tensiunea inițială, rezultînd pe bare numai $10(V_0' - V)$ Mvar;

d) să evite acțiunile de reglare incoerente, cum ar fi, de exemplu, acelea care ar consta în supraexcitarea mașinilor sincrone dintr-o stație de transformare și conectarea unor bobine de reactanță într-un punct relativ apropiat.

Realizarea unui control eficace al tensiunilor și puterilor reactive într-o rețea cere o alegere și o coordonare corespunzătoare a mijloacelor de reglare. În acest scop trebuie să se țină seama de următoarele considerații generale:

1) pentru o rețea cu o anumită configurație se fixează nodurile unde tensiunea trebuie menținută constantă. Cu cît aceste noduri sînt mai reduse ca număr, cu atît impedanțele care le separă sînt mai ridicate, iar aparatele de reglare principale mai puține. Se va determina amplasarea organelor de reglare, natura și extinderea lor, dacă este vorba de transformatoare cu reglare sub sarcină, sau puterea lor, dacă este vorba de mașini învîrtitoare sau condensatoare statice; coordonarea acestor aparate se va efectua în așa fel încît să satisfacă condițiile impuse, punînd în funcție minimum de mijloace;

2) aparatele sau mașinile producătoare de putere reactivă se vor amplasa cît mai aproape de consumator, în așa fel încît să aibă loc transportul puterii reactive minime;

3) reglarea tensiunii prin injecție de putere reactivă încetează să fie avantajoasă în nodurile unde coeficientul $\frac{\partial Q}{\partial U}$ este ridicat, adică la barele unde curentul de scurtcircuit trifazat are valori importante. În aceste cazuri este preferabil a se tolera variații mai mari ale tensiunii rețelelor de transport, reglînd tensiunea rețelelor de distribuție cu ajutorul transformatoarelor cu reglare sub sarcină. Puterea reactivă necesară consumatorilor poate fi asigurată de compensatoare sau de baterii de condensatoare, a căror putere este mai mică decît dacă ele ar trebui să asigure reglarea tensiunii. Concluzii analoage se aplică în cazul rețelelor pentru care raportul $\frac{R}{X}$ nu are valori mici;

4) importanța aparatelor de producere a puterilor reactive de compensare se poate reduce, adoptînd căderi de tensiuni relativ mai ridicate, pînă la 10%. Acest lucru crește într-o oarecare măsură extinderea schimbătoarelor de prize sub sarcină a transformatoarelor, fără a determina repercursiuni importante. În acest caz se modifică puțin circulația puterii reactive care este necesară să fie prelevată de rețeaua de transport la orele de sarcină redusă. Poate fi avantajos să se adopte căderi de tensiuni variabile cu puterea activă transportată, crescînd cu aceasta, ceea ce antrenează o reducere a fluctuațiilor de tensiune a stațiilor situate în lungul rețelei de transport. Astfel, dacă de exemplu, se mențin tensiunile constante între două noduri ale unei rețele de transport, indiferent de puterea activă transportată, repartiția tensiunilor de-a lungul acesteia este reprezentată de curbele date în figura 3.12, *b*. Prima curbă notată cu indicele *1* corespunde funcționării în sarcină, iar cea de-a doua, notată cu indicele *2* — funcționării în gol. Conform figurii, tensiunea într-un nod (stație) intermediar C variază cu regimul de funcționare de la U_{c1} la U_{c2}. Dacă rețeaua se exploatează cu cădere de tensiune variabilă, în funcție de regimul de încărcare, atunci repartiția tensiunilor poate fi cea din figura 3.13, care arată restrîngerea limitelor de variație a tensiunilor în nodul C.

Variațiile de tensiune din nodul B sînt recuperate pe rețelele de distribuție alimentate din acest nod, cu ajutorul schimbătoarelor de prize sub sar-

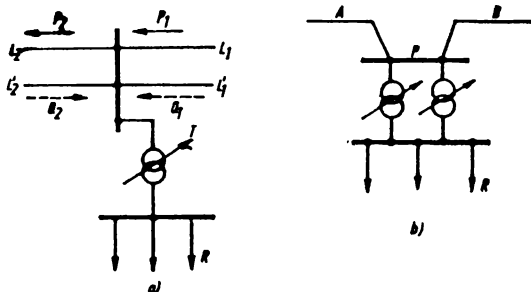


Fig. 7.26. Schemă de rețea de înaltă tensiune utilizată pentru compensarea puterii reactive.

cină ale transformatoarelor. Dacă în nodul B converg mai multe linii importante, pentru a evita modificările de putere reactivă dintre aceste linii, în cazul cînd acestea ar fi supărătoare, se poate menține tensiunea U_2 constantă, variindu-se numai tensiunea U_1;

5) uneori este posibil să se utilizeze ca sursă de putere reactivă liniile de înaltă sau foarte înaltă tensiune, cînd funcționează în gol sau cînd puterea pe care ele o transportă este mai mică decît puterea naturală. De exemplu, în figura 7.26, *a*, dacă liniile L_1, L_1', L_2 și L_2' funcționează frecvent încărcate sub puterea lor naturală, rețeaua R poate prelua puterea reactivă din acestea, iar căderea de tensiune, datorită trecerii sale prin transformatorul T este compensată prin manevrarea schimbătorului de prize în sarcină al acestuia.

În cazul figurii 7.26, *b* rețeaua R este alimentată printr-o stație de transformare P, pe barele căreia sînt conectate liniile de înaltă tensiune corespunzătoare a două regiuni diferite A și B. Regiunea B, în timpul anumitor perioade din an, nu are excedent de energie și rețeaua R este alimentată atunci numai din regiunea A. În aceleași perioade se va facilita compensarea liniei AP și furnizarea de putere reactivă rețelei R, lăsînd închisă pe barele P linia PB, fără sarcină sau cu o sarcină foarte redusă.

C a p i t o l u l 8

SCURTCIRCUITE ÎN REȚELE ELECTRICE

Scurtcircuitele din rețelele electrice constituie defecte frecvente care reprezintă contacte accidentale de impedanță practic nulă (scurtcircuite metalice sau nete) sau de impedanță cu o anumită valoare, între conductoarele aflate sub tensiune sau între acestea și pămînt.

După numărul de faze scurtcircuitate se deosebesc: *scurtcircuite trifazate*, cu și fără punere la pămînt, *scurtcircuite bifazate*, cu și fără punere la pămînt, *scurtcircuite monofazate*, în cazul rețelelor cu neutrul legat la pămînt și *puneri simple la pămînt*, cînd neutrul rețelelor este izolat. Deoarece la scurtcircuit trifazat toate fazele rețelei se află în condiții identice, defectul se consideră *simetric*. Celelalte defecte sînt *nesimetrice*.

Statistic, se constată că cele mai frecvente scurtcircuite în rețelele electrice de înaltă tensiune, sînt cele monofazate — peste 70% din numărul total de avarii — , în timp ce scurtcircuitele trifazate, care sînt cele mai grave, au probabilitatea de apariție cea mai mică, reprezentînd sub 5% din numărul total de avarii. Este de menționat faptul că dacă scurtcircuitele monofazate sau punerile la pămînt nu sînt rapid eliminate, ele se pot transforma în scurtcircuite bifazate sau trifazate.

Apariția scurtcircuitelor este determinată de deteriorarea izolației sau a spațiului de izolare dintre faze sau dintre faze și pămînt sau o parte pusă la pămînt a unei instalații electrice, ca urmare a solicitărilor de durată la tensiunea nominală sau la supratensiuni.

În rețelele electrice aeriene, scurtcircuitele, în marea majoritate a lor, mai ales cele monofazate, sînt produse de cauze exterioare trecătoare — descărcări atmosferice, atingeri indirecte a unor faze prin intermediul unor corpuri străine — (crengi sau elemente căzute pe linie, păsări etc.), care conduc la conturnarea sau la străpungerea izolației. După un interval de timp relativ scurt, cauzele pot să dispară, iar izolația să revină la normal.

În cazul liniilor subterane, izolația cablurilor poate fi slăbită, fie ca urmare a unei îmbătrîniri naturale a acesteia, provocată de solicitări de durată a dielectricului la tensiunea nominală sau la supratensiuni temporare, fie ca urmare a unor defecțiuni de fabricație. Uneori, cablurile pot fi deteriorate și datorită unor lovituri mecanice produse prin săpăturile de pe anumite șantiere din localități. Aceste cauze, care conduc la străpungerea izolației și la scurtcircuite, persistă și după ce cablul defect a fost scos din funcțiune cu ajutorul protecției prin relee. Repunerea în funcțiune se va face numai după reparațiile necesare. Producerea scurtcircuitelor poate fi *lentă* sau *bruscă*. Primul caz se caracterizează printr-o evoluție lentă a curentului de la o intensitate ini-

țială la o intensitate maximă, care se menține cît timp condițiile care produc scurtcircuitul rămîn neschimbate. Astfel de scurtcircuite au loc, de obicei, în mod voit, în laboratoare, în timpul încercărilor echipamentului electric, a mașinilor electrice rotative prin creșterea progresivă a excitației, sau a transformatoarelor, după ce s-a realizat un contact de impedanță practic nulă. În rețelele electrice apare, de obicei, scurtcircuitul *brusc*, caracterizat printr-o evoluție rapidă a curentului, în intervalul tranzitoriu, de la o intensitate inițială mare la o intensitate finală mai mică, care se menține în perioada de stabilizare pînă la dispariția cauzei care l-a generat sau pînă la întreruperea alimentării cu energie, ca urmare a acționării protecției prin relee. Mai rar, în rețelele electrice pot să apară și *defecte evolutive*, care reprezintă scurtcircuite mono- sau bifazate, produse în timpul procesului de deconectare a unor curenți mici, inductivi sau capacitivi (transformatoare în gol sau linii electrice în gol). În aceste situații, scurtcircuitele apar ca urmare a unor supratensiuni legate de arcul electric, la contactele întreruptorului, care deconectează în prima etapă un curent cu intensitate redusă, iar în etapa a doua un curent de scurtcircuit cu intensitate mare.

Fenomenele caracteristice stării de scurtcircuit constau în apariția unor curenți cu intensități foarte mari, care depășesc mult intensitățile curenților de regim permanent. În intervalul tranzitoriu, de scurtă durată, care caracterizează trecerea rețelei de la un regim de funcționare normală, la un regim de funcționare în scurtcircuit, pot apărea vîrfuri de curent de $10 \div 20$ ori mai mari decît curentul nominal al instalației, care produc efecte violente — șocuri de cuplu, forțe electrodinamice mari, pendulări mari ale surselor de energie etc. Aceste vîrfuri de curent sînt datorate în mare măsură fenomenelor fizice care au loc în generatoarele sincrone; după perioada tranzitorie, intensitatea curentului scade pînă la de trei ori curentul nominal, iar efectele scurtcircuitelor se manifestă, în special, prin încălziri mari ale instalațiilor și conductoarelor electrice ale liniilor. De asemenea, curenții de scurtcircuit sînt însoțiți totdeauna de scăderi apreciabile ale tensiunii, atît la locul defectului, unde teoretic tensiunea este nulă, cît și în nodurile în care sînt racordați consumatorii, a căror funcționare este perturbată sau chiar compromisă.

Scurtcircuitele nesimetrice cu punere la pămînt produse în rețelele electrice de energie influențează, în mare măsură, atît din punct de vedere electromagnetic, cît și electrostatic, orice rețea de telecomunicație situată în apropiere. În cazul cînd distanța de apropiere dintre acestea este sub o anumită limită, sînt necesare măsuri de protecție în rețeaua de telecomunicație și de limitare a curenților nesimetrici de scurtcircuit din rețeaua de energie.

În cele ce urmează se analizează, mai întîi, scurtcircuitul trifazat, scoțînd în evidență aspectele fizice și modul de predeterminare a curenților. În același mod, vor fi analizate și scurt-circuitele nesimetrice.

Pentru a exclude posibilitatea formării unor circuite oscilante și a simplifica procesul tranzitoriu al scurtcircuitelor, se vor lua în considerare numai parametrii longitudinali ai elementelor componente ale rețelei — rezistența și reactanța inductivă, făcîndu-se abstracție de parametrii transversali — capacitatea și conductanța laterală.

8.1. SCURTCIRCUITUL TRIFAZAT

Curenții de scurtcircuit trifazat se iau ca *bază pentru alegerea aparatelor electrice de comutație și verificarea termică a conductoarelor, compararea, verificarea și alegerea schemelor de conexiuni ale centralelor și stațiilor electrice de transformare, alegerea caracteristicilor descărcătoarelor pentru protecția împotriva supratensiunilor,* precum și pentru *proiectarea și verificarea instalațiilor de protecție prin relee și automatizări.* Intensitatea și variația lor în timp depind atît de locul de defect în raport cu sursa generatoare, cît și de faptul că aceasta este sau nu prevăzută cu regulator automat de tensiune.

Se va examina mai întîi cazul unui scurtcircuit trifazat într-o rețea electrică simplă alimentată de la o sursă *generatoare de putere infinită.* O asemenea sursă ipotetică *se caracterizează prin aceea că impedanța sa proprie este nulă și tensiunea sa are, la frecvență constantă, o amplitudine constantă.* Conectarea în schemă a unei astfel de surse, în general, *corespunde limitei teoretice, cînd modificarea condițiilor exterioare nu influențează asupra funcționării sursei generatoare.* Practic, aceste condiții se pot considera că au loc, cînd scurtcircuitul *este situat la o* distanță *electrică relativ mare față de sursa generatoare sau cînd* el se produce *într-o instalație de putere mică sau într-o rețea* întinsă, alimentate din sisteme electroenergetice puternice.

Cînd sursa generatoare este echipată cu regulator automat de tensiune, acțiunea acestuia se manifestă rapid și contribuie în plus ca această ipoteză să se apropie de realitate.

8.1.1. SCURTCIRCUITUL TRIFAZAT ALIMENTAT DE O SURSĂ DE PUTERE INFINITĂ

Se consideră rețeaua simplă dată în figura 8.1 alimentată de la o sursă de putere infinită, în care se produce un scurtcircuit trifazat $k^{(3)}$.

Apariția scurtcircuitului nu schimbă condițiile de simetrie ale rețelei și, în consecință, variația curentului se poate studia folosind schema electrică monofazată din figura 8.1, *b*, în care s-a ținut seama de inductanța totală de scurtcircuit a fazei $L_k = L - M$. În locul de defect, rețeaua s-a împărțit în două circuite independente notate pe figură cu *1* și *2*; primul circuit rămîne conectat la sursa generatoare de putere infinită cu tensiunea alternativ sinusoidală și amplitudine practic constantă, iar cel de-al doilea circuit este închis,

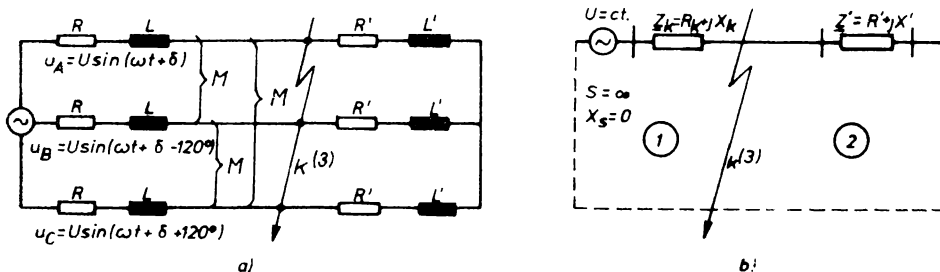


Fig. 8.1. Rețea electrică trifazată avariată de un scurtcircuit trifazat:
a — rețeaua trifazată; *b* — schema echivalentă monofazată.

fiind parcurs de curent pînă cînd energia corespunzătoare cîmpului electromagnetic se transformă în căldură care se disipă în rezistența R'.

În circuitul rămas conectat la sursa generatoare, datorită micșorării impedanței, curentul crește și atinge o valoare maximă în perioada tranzitorie; el se poate determina scriind ecuația diferențială de echilibru a tensiunii oricărei faze, sub forma generală:

$$u = R_K i_K + L_K \frac{\mathrm{d}i_K}{\mathrm{d}t}, \tag{8.1)*$$

unde u reprezintă valoarea instantanee a tensiunii de fază a sursei generatoare.

Soluția ecuației (8.1) este:

$$i_K = \frac{\widehat{U}}{Z_K}\sin(\omega t + \delta - \varphi_K) + A\mathrm{e}^{-\frac{R_K}{L_K}t} = i_p + i_a, \tag{8.2}$$

în care: Z_K reprezintă impedanța de scurtcircuit în valoare absolută;
φ_K — argumentul impedanței de scurtcircuit sub formă complexă;
δ — unghiul de fază inițială a tensiunii;
A — constantă de integrare a cărei valoare se deduce cu ajutorul condițiilor inițiale ale scurtcircuitului.

Primul termen din ecuația (8.2) reprezintă soluția particulară a ecuației diferențiale (8.1) și corespunde componentei periodice i_p a curentului de scurtcircuit. În condițiile considerate amplitudinea acestei componente este constantă, ca urmare a faptului că tensiunea la bornele circuitului rămîne constantă și după producerea scurtcircuitului. Al doilea termen reprezintă componenta aperiodică (liberă) a curentului de scurtcircuit, care se amortizează după o exponențială:

$$i_a = A\,\mathrm{e}^{-\frac{R_K}{L_K}t} = i_{a_0}\mathrm{e}^{-\frac{t}{T_a}}, \tag{8.3}$$

în care: $i_{a0} = A$ reprezintă valoarea inițială ($t = 0$) a acestei componente;
T_a — constanta de timp a amortizării, care este determinată de raportul $\frac{L_K}{R_K} = \frac{X_K}{\omega R_K}$ dintre parametrii circuitului scurtcircuitat.

---

* Ecuația generală (8.1) corespunde oricărei faze datorită faptului că rețeaua rămîne simetrică și în condiții de defect. Pentru faza A, de exemplu, se poate scrie:

$$u_A = R_K i_A + L\frac{\mathrm{d}i_A}{\mathrm{d}t} + M\left(\frac{\mathrm{d}i_B}{\mathrm{d}t} + \frac{\mathrm{d}i_C}{\mathrm{d}t}\right) = R_K i_A + (L - M)\frac{\mathrm{d}i_A}{\mathrm{d}t} = R_K i_A + L_K\frac{\mathrm{d}i_A}{\mathrm{d}t},$$

în care s-a ținut seama că: $i_A = -(i_B + i_C)$ și s-a notat cu $L_K = (L - M)$ inductanța totală de scurtcircuit. Introducerea acestei inductanțe permite să se scrie ecuația diferențială de echilibru a tensiunilor în aceeași formă pentru toate fazele.

Valoarea inițială i_{a_0} a componentei aperiodice se află ținînd seama că într-un circuit cu inductanță, curentul rămîne neschimbat în momentul apariției unei perturbații a regimului.

Dacă se consideră că înaintea producerii defectului valoarea instantanee a curentului era:

$$i = \hat{I} \sin (\omega t + \delta - \varphi)$$

și că în momentul producerii defectului apare componenta periodică a curentului de scurtcircuit trifazat:

$$i_p = \hat{I}_p \sin (\omega t + \delta - \varphi_k),$$

rezultă că pentru a respecta condiția de mai sus, simultan trebuie să apară și o componentă aperiodică a cărei valoare inițială reiese din relația:

$$i_{a_0} + \hat{I}_p \sin (\delta - \varphi_k) = \hat{I} \sin (\delta - \varphi),$$

de unde:

$$i_{a_0} = \hat{I} \sin (\delta - \varphi) - \hat{I}_p \sin (\delta - \varphi_k). \tag{8.4}$$

Rezultă că în perioada tranzitorie curentul de scurtcircuit trifazat este dat de relația:

$$i_k = \hat{I}_p \sin (\omega t + \delta - \varphi_k) + i_{a_0} e^{-\frac{t}{T_a}} = \hat{I}_p \sin (\omega t + \delta - \varphi_k) +$$

$$+ \left[\hat{I} \sin (\delta - \varphi) - \hat{I} \sin (\delta - \varphi_k)\right] e^{-\frac{t}{T_a}}. \tag{8.5}$$

Valoarea inițială a componentei aperiodice i_{a_0} (respectiv curentul total de scurtcircuit), depinde atît de faza inițială a tensiunii, cît și de momentul producerii scurtcircuitului. Pentru a pune în evidență influența fazei inițiale a tensiunii se consideră diagrama fazorială dată în figura 8.2, în care $\underline{U}_A$, $\underline{U}_B$, $\underline{U}_C$, $\underline{I}_A$, $\underline{I}_B$, $\underline{I}_C$ și $\underline{I}_{pA}$, $\underline{I}_{pB}$, $\underline{I}_{pC}$ reprezintă sistemul simetric de tensiune și sistemele simetrice de curenți înainte și după producerea scurtcircuitului. Verticala tt' din diagramă reprezintă axa fixă de timp, astfel încît valorile instantanee ale diferitelor mărimi electrice se determină prin proiecțiile fazorilor rotitori respectivi pe această axă, fapt care se poate verifica imediat.

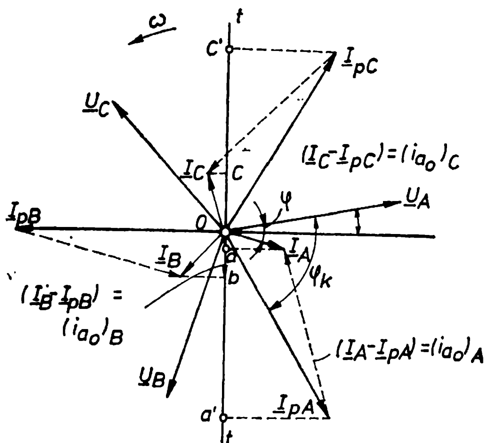


Fig. 8.2. Diagrama fazorială a tensiunilor și curenților în caz de scurtcircuit trifazat alimentat de o sursă generatoare de putere infinită.

Din analiza figurii 8.2 rezultă următoarele.

a. Componenta aperiodică i_{a_0} reprezintă în permanență diferența pro-

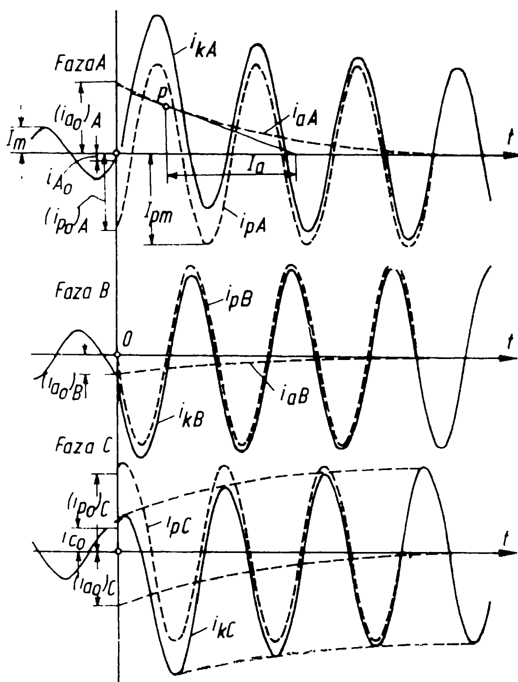


Fig. 8.3. Variația în timp a curenților de scurtcircuit trifazat, pentru condițiile date în figura 8.2.

iecțiilor pe axa tt' a fazorilor $\underline{I}$ și $\underline{I}_p$ corespunzător curenților din fiecare fază, înaintea și după producerea scurtcircuitului, fapt care corespunde relației (8.4). În situația dată în figură s-au notat pentru fiecare fază:

$$(i_{a_0})_A = \overline{Oa} - \overline{Oa'} = \overline{a'a};$$

$$(i_{a_0})_B = \overline{Ob} - \overline{Ob'} = \overline{b'b};$$

$$(i_{a_0})_C = \overline{Oc} - \overline{Oc'} = \overline{c'c}.$$

Dacă sistemul de axe se rotește cu viteza unghiulară ω și sistemul de fazori rămîne fix (sau invers), atunci se constată că valoarea componentei i_{a_0} variază, în funcție de unghiul de fază al tensiunii δ, între două limite: *o limită superioară*, cînd fazorul $(\underline{I} - \underline{I}_p)$ corespunzător oricărei faze, este paralel cu axa tt' și o *limită inferioară*, egală cu zero, cînd același fazor este perpendicular pe axa tt'. Conform situației date în figura 8.2 $(i_{a_0})_A$ este apropiat de limita sa superioară, în timp ce $(i_{a_0})_B$ este apropiat de limita inferioară. Variația în timp a curenților totali de scurtcircuit și a componentelor sale este redată în figura 8.3, în care condițiile inițiale ale scurtcircuitului corespund aproximativ poziției fazorilor din figura 8.2. Se constată că, conform valorii inițiale a componentelor aperiodice i_{a_0}, în perioada tranzitorie, valoarea cea mai mare a curentului de scurtcircuit, în situația dată, corespunde fazei A.

b. Valoarea inițială a componentei aperiodice, respectiv valoarea curentului total de scurtcircuit depinde și de momentul producerii scurtcircuitului, adică de valoarea instantanee a curentului de regim permanent la momentul $t = 0$. Dacă, de exemplu, acest curent trece prin zero în momentul producerii scurtcircuitului, atunci conform ecuațiilor (8.4) și (8.5), se poate scrie că:

$$i_{a_0} = -\hat{I} \sin(\delta - \varphi_k); \quad i_a = -\hat{I}_p \sin(\delta - \varphi_k)\, e^{-\frac{t}{T_a}} \tag{8.6}$$

și

$$i_k = \hat{I}_p \left[\sin(\omega t + \delta - \varphi_k) - \sin(\delta - \varphi_k)\, e^{-\frac{t}{T_a}}\right], \tag{8.7}$$

adică componenta i_{a_0} este maximă și corespunde numai proiecției pe axa tt' a componentei periodice a curentului de scurtcircuit. Această condiție reprodusă în diagrama fazorială din figura 8.4,*b* pentru o fază oarecare este posibilă și, în același timp, cea mai simplă de luat în considerație pentru calcule. Cu ajutorul ei se determină valoarea maximă instantanee a curentului total de scurtcircuit, care este numit curent de șoc la scurtcircuit.

Faza de conectare a tensiunii pentru care are loc valoarea maximă inițială a componentei aperiodice, predetermină și curentul de șoc la scurtcircuit. Într-adevăr, din ecuația (8.7) se constată că curentul total de scurtcircuit este o funcție sinusoidală în timp, care depinde de unghiul δ. Efectuînd derivatele parțiale în raport cu cele două variabile se obține:

$$\frac{\partial i_k}{\partial t} = \omega \cos(\omega t + \delta - \varphi_k) + \frac{1}{T_a} \sin(\delta - \varphi_k)\, e^{-\frac{t}{T_a}} = 0;$$
$$\frac{\partial i_k}{\partial \delta} = \cos(\omega t + \delta - \varphi_k) - \cos(\delta - \varphi_k)\, e^{-\frac{t}{T_a}} = 0. \quad (8.8)$$

Rezolvarea acestui sistem de ecuații pentru momentul $t = 0$, permite să se scrie că:

$$\operatorname{tg}(\delta - \varphi_k) + \omega T_a = 0$$

sau:

$$\operatorname{tg}(\delta - \varphi_k) = -\omega T_a = -\omega \frac{X_K}{\omega R_K} = -\frac{X_K}{R_K} = \operatorname{tg}(-\varphi_k), \quad (8.9)$$

adică, în circuitul cu rezistență și reactanță, considerat în prealabil deschis ($i = 0$), amplitudinea maximă a curentului total de scurtcircuit apare cu condiția ca în momentul scurtcircuitului tensiunea sursei să treacă prin zero

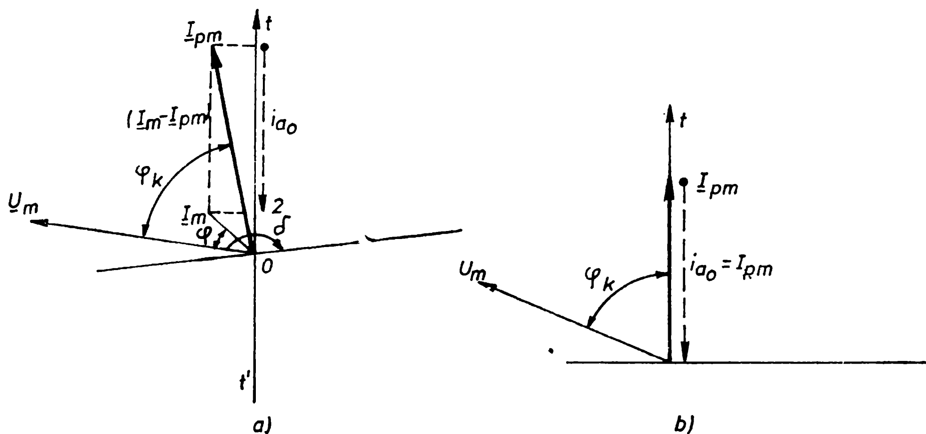


Fig. 8.4. Condițiile de apariție a valorii maxime a curentului de scurtcircuit trifazat:
a — cazul general, cînd la apariția scurtcircuitului trifazat ($t = 0$) curentul permanent are o valoare instantanee diferită de zero; *b* — cazul particular, cînd apariția defectului corespunde momentului trecerii prin zero a curentului de regim permanent.

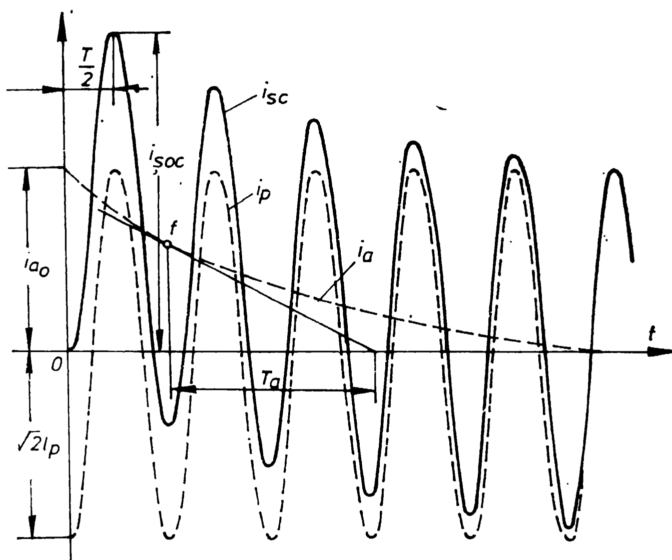


Fig. 8.5. Variația în timp a curentului de scurtcircuit trifazat pentru cazul componentei aperiodice maxime.

($\delta = 0$). Acest caz este cel mai defavorabil, deoarece în cele mai multe situații, în circuitele scurtcircuitate $\varphi_k \approx 90°$, iar momentele apariției valorii maxime a componentei aperiodice și a amplitudinii maxime a curentului total de scurtcircuit sînt foarte apropiate între ele *. În calculele practice *curentul de șoc la scurtcircuit* se determină, de obicei, pentru valoarea maximă a componentei aperiodice. Conform figurii 8.5 se consideră că curentul de șoc apare după o semiperioadă, adică pentru frecvența industrială, după $t = 0{,}01$ s de la apariția defectului.

În aceste condiții se pot scrie următoarele relații:

$$i_{a_0} = \hat{I}_p; \quad i_k = \hat{I}_p\left[e^{-\frac{t}{T_a}} + \sin\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right)\right] = \hat{I}_p\left[e^{-\frac{t}{T_a}} - \cos\omega t\right];$$

$$i_{şoc} = \hat{I}_p\left(1 + e^{-\frac{0{,}01}{T_a}}\right) = k_{şoc}\hat{I}_p, \tag{8.10}$$

în care $k_{şoc} = \left(1 + e^{-\frac{0{,}01}{T_a}}\right)$ se numește *coeficient de șoc la scurtcircuit* și indică raportul dintre curentul de șoc la scurtcircuit și amplitudinea componentei periodice a curentului de scurtcircuit.

---

* La aceeași situație se ajunge dacă se pune direct condiția de maximum a valorii inițiale a componentei aperiodice i_{a_0}. În acest caz, este necesar ca $\delta - \varphi_k = \frac{\pi}{2}$. Deoarece, în condiții de scurtcircuit $\varphi_k \approx 90°$ rezultă că amplitudinea maximă a curentului total de scurtcircuit și valoarea maximă inițială a componentei aperiodice apar în momente foarte apropiate între ele.

Valoarea acestui coeficient de șoc variază în limitele $1 \leqslant k_{șoc} \leqslant 2$, care corespund valorilor limită ale constantei de amortizare a circuitului pentru $T_a = 0$ ($L_K = 0$) și $T_a = \infty$ ($R_K = 0$), așa cum se observă din figura 8.6. Cu cît constanta de timp a amortizării este mai mică, cu atît mai repede se amortizează componenta aperiodică și corespunzător, cu atît mai redusă este valoarea coeficientului de șoc la scurtcircuit.

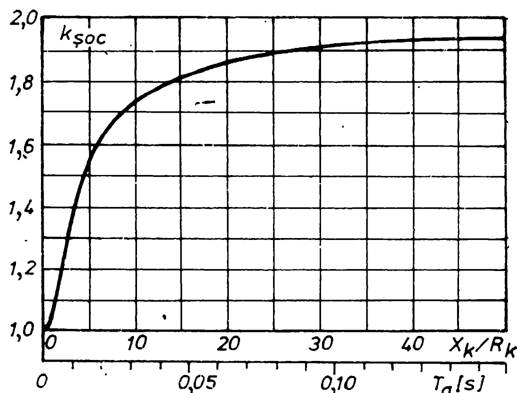


Fig. 8.6. Variația coeficientului de șoc la scurtcircuit trifazat în funcție de constanta de timp a amortizării.

Pentru liniile electrice de înaltă tensiune L_K este $(1{,}2 \div 1{,}3)\left[\frac{\text{mH}}{\text{km}}\right]$, iar rezistența conductoarelor de oțel-aluminiu, pentru secțiunile normal întrebuințate, variază în jurul valorii de $0{,}2\left[\frac{\Omega}{\text{km}}\right]$. În aceste condiții, constanta de amortizare variază în limitele de $0{,}04 \div 0{,}07$ s, limita inferioară corespunzînd conductoarelor cu secțiuni mai mici.

Conform figurii 8.6, pentru $T_a = 0{,}05$, coeficientul de șoc are o valoare egală cu 1,8, care se consideră, de obicei, în calcule. În aceste condiții, curentul de șoc la scurtcircuit dat de relația (8.10) se poate scrie sub forma explicită:

$$i_{șoc} = k_{șoc}\sqrt{2}\, I_p = 1{,}8 \cdot \sqrt{2}\, I_p = 2{,}55\, I_p. \tag{8.11}$$

Această valoare este utilizată în mod curent pentru verificarea solicitărilor electrodinamice a barelor colectoare și aparatelor electrice.

Pentru verificarea solicitărilor termice a aparatelor și conductoarelor se folosește *valoarea efectivă a curentului de șoc*, care corespunde valorii efective a curentului de scurtcircuit în prima semiperioadă. În acest scop, se reamintește că valoarea efectivă a curentului de scurtcircuit ar trebui determinată pentru fiecare perioadă în parte, scriind că:

$$I_k = \sqrt{\frac{1}{T}\int_{t-\frac{T}{2}}^{t+\frac{T}{2}} i_k^2\, dt}. \tag{8.12}$$

În cazul general, funcția $i_k(t)$ este complicată; din această cauză, pentru simplificarea calculelor se admite că în perioada considerată, ambele componente ale curentului total de scurtcircuit nu se modifică, adică amplitudinea componentei periodice este aceeași, ceea ce în cazul de față corespunde ipotezelor de calcul, iar componenta aperiodică rămîne de asemenea aproximativ

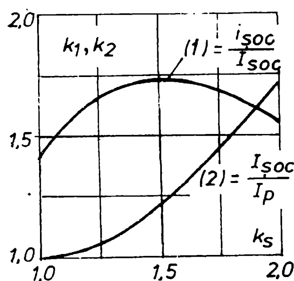


Fig. 8.7. Curbele de variație a rapoartelor $k_1 = \frac{i_{şoc}}{I_{şoc}}$ și $k_2 = \frac{I_{şoc}}{I_p}$.

constantă. În aceste condiții, se poate scrie că în orice moment t din cadrul unei perioade, valorile efective corespunzătoare sînt:

$$I_{p_t} = \frac{\hat{I}_{p_t}}{\sqrt{2}}; \quad I_{a_t} = i_{a_t}; \quad I_{k_t} = \sqrt{I_{p_t}^2 + I_{a_t}^2}, \tag{8.13}$$

valori care satisfac scopurile practice.

Pentru prima semiperioadă, de exemplu, dacă scurtcircuitul are loc cînd $i = 0$ și $\delta = 0$, componenta aperiodică, conform relației (8.6) are valoarea:

$$(I_a)_{0,01} = (i_a)_{0,01} = \sqrt{2}\, I_p\, e^{-\frac{0,01}{T_a}} = \sqrt{2}\, I_p (k_{şoc} - 1), \tag{8.14}$$

iar valoarea efectivă a curentului de șoc este:

$$I_{şoc} = \sqrt{I_p^2 + 2\, I_p^2 (k_{şoc} - 1)^2} = I_p \sqrt{1 + 2\,(k_{şoc} - 1)^2}. \tag{8.15}$$

Considerînd, valoarea uzuală a coeficientului de șoc, $k_{şoc} = 1{,}8$, se obține:

$$(I_a)_{0,01} = \sqrt{2} \cdot 0{,}8\, I_p = 1{,}13\, I_p \tag{8.16}$$

și

$$I_{şoc} = I_p \sqrt{2{,}28} = 1{,}52\, I_p \tag{8.17}$$

valori care se utilizează curent în calculele practice.

În figura 8.7 sînt prezentate variația rapoartelor $k_1 = \frac{i_{şoc}}{I_{şoc}}$ și $k_2 = \frac{I_{şoc}}{I_p}$ în funcție de coeficientul de șoc. Se constată că prima curbă variază în limite restrînse și atinge un maximum egal cu $\sqrt{3}$ pentru $k_{şoc} = 1{,}5$. Cea de-a doua curbă are o variație apropiată de cea liniară, fiind continuu crescătoare.

Se menționează că în relațiile definite mai sus, componenta periodică I_p a curentului de scurtcircuit se calculează cu relația:

$$I_p = I_{k\infty} = \frac{U_{med}}{\sqrt{3}\, \sqrt{(R_{k_t}^2 + X_{k_t}^2)}}, \tag{8.18}$$

în care: $I_{k\infty}$ reprezintă curentul permanent de scurtcircuit;

U_{med} — tensiunea prizei mediane a transformatorului în locul de scurtcircuit;

R_{k_t} și X_{k_t} — rezistența, respectiv reactanța totală de scurtcircuit, de la sursa generatoare pînă la locul de defect.

8.1.2. SCURTCIRCUITUL TRIFAZAT ALIMENTAT DE LA O SURSĂ DE PUTERE FINITĂ

În cazul scurtcircuitului studiat la paragraful 8.1.1 s-a considerat că sursa generatoare, care alimentează circuitul avariat, are o impedanţă nulă şi o tensiune alternativ sinusoidală la borne cu amplitudine constantă. În aceste condiţii nu s-a ţinut seama nici de fenomenele complexe determinate de cuplarea magnetică dintre circuitele rotorului şi statorului maşinii sincrone, nici de efectul de demagnetizare al maşinii care apare, ca urmare a reacţiei statorice la scurtcircuit. Din această cauză, procesul tranzitoriu în circuitul avariat s-a caracterizat numai prin amortizarea componentei aperiodice a curentului de scurtcircuit, în timp ce componenta periodică de amplitudine constantă, la parametrii constanţi ai circuitului, reprezintă un curent alternativ sinusoidal, a cărui valoare efectivă determinată de relaţia (8.18) depinde numai de impedanţa de la sursă la locul de defect.

Ipoteza de studiu considerată este valabilă numai cînd scurtcircuitul este situat la o distanţă electrică suficient de mare în raport cu sursa generatoare. Practic, acest lucru este aplicabil, cînd impedanţa generatorului reprezintă cel mult o valoare de 15% din impedanţa locului de scurtcircuit. În aceste condiţii, reacţia statorică la scurtcircuit este mică, fapt care face ca demagnetizarea maşinii generatoare să fie neglijabilă, iar tensiunea la bornele acesteia să rămînă practic aceeaşi dinaintea momentului producerii defectului. Dacă distanţa electrică scade atunci reacţia statorică la scurtcircuit creşte, conducînd la demagnetizarea maşinii şi, în consecinţă, la scăderea tensiunii sale pînă la un anumit nivel, care depinde numai de distanţa de scurtcircuit şi de parametrii fizici ai acesteia. Din această cauză, maşina nu mai poate fi caracterizată printr-o tensiune la borne cu amplitudine constantă, iar reactanţa ei de-a lungul procesului tranzitoriu de scurtcircuit variază în funcţie de tipul constructiv al generatorului şi de înfăşurările dispuse pe rotor. Ea trebuie să fie definită prin alte mărimi, independente de condiţiile exterioare, carc să permită aprecierea trcccrii bruşte de la un regim la altul. Aceste mărimi, a căror semnificaţie fizică va fi pusă în evidenţă mai jos, sînt *reactanţele tranzitorii* sau *supratranzitorii*, în spatele cărora se conectează *tensiunile electromotoare tranzitorii* sau *supratranzitorii*.

8.1.2.1. *Tensiunea electromotoare tranzitorie şi reactanţa tranzitorie a maşinii sincrone fără înfăşurări de amortizare.* În teoria maşinii sincrone, definirea acestor două mărimi se face, folosind axele de simetrie magnetice ale rotorului — longitudinală d şi transversală q — ceea ce înseamnă, de fapt, înlocuirea înfăşurărilor reale ale fazelor statorului cu înfăşurări corespunzătoare dispuse pe cele două axe. În cazul maşinii fără înfăşurare de amortizare, pe axa d sînt dispuse înfăşurarea de excitaţie *1*, conectată la o sursă de curent continuu

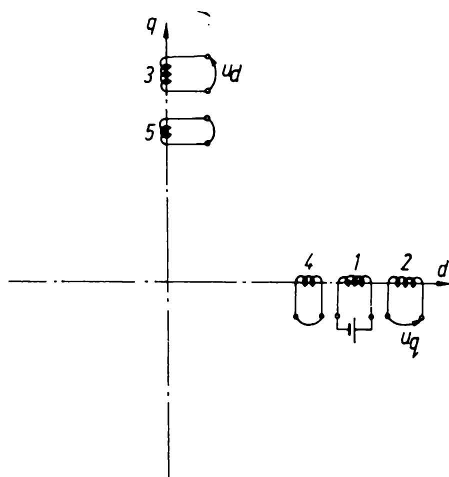


Fig. 8.8. Dispunerea înfăşurărilor maşinii sincrone pe cele două axe de simetrie magnetică d şi q.

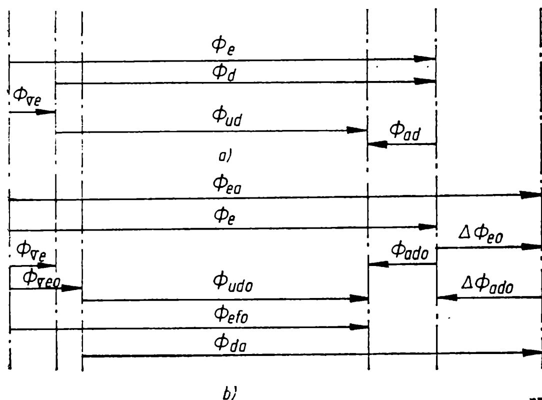


Fig. 8.9. Bilanțul fluxurilor magnetice după axa longitudinală a rotorului:
a — în regimul anterior defectului; *b* — în momentul variației bruște a regimului.

și înfășurarea statorică longitudinală *2*, așa cum se arată în figura 8.8. Pe axa *q* este dispusă numai înfășurarea statorică transversală *3*.

Înfășurările dispuse pe axa longitudinală nu-și schimbă poziția relativă, între ele existînd un cuplaj magnetic caracterizat printr-o inductanță mutuală. Deoarece axele *d* și *q* sînt perpendiculare între ele, nu există cuplaj magnetic între înfășurările dispuse pe axe diferite.

Bilanțul fluxurilor magnetice după axa longitudinală a rotorului, înaintea producerii și în momentul variației bruște a regimului de funcționare ($t = 0$) a mașinii este prezentat în figura 8.9.

Înaintea producerii defectului, fluxul total al înfășurării de *excitație* care ar exista cînd înfășurarea statorică ar fi deschisă este notat cu Φ_e și se compune dintr-un flux util Φ_d de-a lungul axei *d* a rotorului și un flux de dispersie $\Phi_{\sigma e}$. Cînd circuitul statoric se închide pe o anumită sarcină, apare un flux de reacție statorică longitudinală Φ_{ad}, care reduce fluxul util din întrefierul mașinii la o valoare notată pe figura 8.9, *a* cu Φ_{ud}. Fluxul total care înlănțuie înfășurarea de excitație este Φ_{et} și reprezintă suma fluxurilor Φ_{ud} și $\Phi_{\sigma e}$.

În momentul producerii scurtcircuitului echilibrul fluxurilor magnetice se modifică, ca urmare a creșterii bruște a reacției statorice la scurtcircuit pe axa longitudinală, cu cantitatea notată în figura 8.9,*b* cu $\Delta\Phi_{ad0}$. Fluxul magnetic care înlănțuie înfășurarea rotorului trebuind să rămînă nemodificat * este necesar, pentru anularea efectului demagnetizant al statorului, să apară brusc o reacție de răspuns a înfășurării de excitație, materializată printr-o creștere a fluxului de excitație inițial cu cantitatea $\Delta\Phi_{e0}$, egal în mărime cu $\Delta\Phi_{ad0}$. Altfel spus, conform legii inducției electromagnetice, în circuitul de excitație apar supracurenți aperiodici al căror flux, închis pe căile de dispersie este învîrtitor și induce curenți în stator. Cele două fluxuri se compensează reciproc, adică:

$$\Delta\Phi_{ad0} + \Delta\Phi_{e0} = 0. \qquad (8.19)$$

* Studiul momentului inițial al regimului tranzitoriu de scurtcircuit al mașinii sincrone se efectuează sugestiv pe baza principiului inerției fluxului magnetic sau, mai exact, a conservării fluxului total inițial. În acest fel, condițiile momentului inițial ale procesului tranzitoriu, sînt analoage cu condițiile impuse transformatorului alimentat de la o sursă de tensiune sinusoidală. Ca urmare, curentul statorului mașinii care apare în regimul tranzitoriu, se compune din cel puțin două componente și anume o componentă periodică, determinată de t.e.m. indusă de fluxul înfășurării de excitație și o componentă aperiodică, determinată de variația fluxului statorului.

Considerînd mărimile rotorului raportate la stator, egalitatea (8.19) se poate scrie sub forma:

$$\Delta I_{d0} X_{ad} + \Delta I_{e0}(X_{ad} + X_{\sigma e}) = 0. \tag{8.20}$$

în care: ΔI_{d0} reprezintă modificarea curentului longitudinal statoric, în momentul apariției bruște a scurtcircuitului, legată de reacția statorică;

ΔI_{e0} — modificarea curentului în înfășurarea de excitație ca urmare a reacției de răspuns a acesteia;

X_{ad} — reactanța de cuplaj magnetic dintre înfășurarea statorică și cea de excitație pe axa longitudinală;

$X_{\sigma e}$ — reactanța de dispersie a înfășurării de excitație.

Ecuația (8.20) leagă creșterile de curenți ΔI_{d0} și ΔI_{e0} prin intermediul reactanței de dispersie a înfășurării de excitație.

Creșterea fluxului de excitație, în momentul producerii scurtcircuitului la valoarea Φ_{e0}, atrage după sine o creștere proporțională a fluxului de dispersie a înfășurării de excitație la valoarea $\Phi_{\sigma e0}$, fapt care conduce la micșorarea fluxului util rezultant de pe axa longitudinală la valoarea Φ_{ud0}. În consecință, dispersia înfășurării de excitație nu permite caracterizarea mașinii în momentul inițial al procesului tranzitoriu prin reactanța de dispersie a statorului X_σ și tensiunea electromotoare E_{uq0} legată de fluxul magnetic Φ_{ud0}, deoarece acesta din urmă suferă o modificare provocată de creșterea curentului statoric ΔI_{d0}, a cărei valoare trebuie determinată.

Pentru a putea caracteriza mașina este necesară utilizarea unui flux magnetic a cărei valoare se conservă și acesta, conform figurii 8.9 este fluxul total cuplat cu înfășurarea de excitație Φ_{et0}. Cunoscînd coeficientul de dispersie magnetică al acestei înfășurări σ_e, se poate determina acea parte din fluxul magnetic Φ_{et0}, care este cuplată cu statorul Φ'_d scriind că:

$$\Phi'_d = (1 - \sigma_e)\, \Phi_{et0} \tag{8.21}$$

care, împreună cu tensiunea electromotoare E'_q pe care o determină, păstrează în momentul inițial al procesului tranzitoriu valorile lor precedente. Această tensiune electromotoare reprezintă o mărime convențională de calcul și este denumită *tensiune electromotoare tranzitorie.*

Expresia (8.21) se poate explicita, ținînd seama că pentru o mașină nesaturată coeficientul de dispersie al înfășurării de excitație σ_e se determină ținînd seama că fluxul de dispersie corespunzător reprezintă o oarecare parte constantă a fluxului de excitație, adică:

$$\sigma_e = \frac{\Phi_{\sigma e}}{\Phi_e} = \frac{X_{\sigma e}}{X_{\sigma e} + X_{ad}} = \frac{X_{\sigma e}}{X_e}. \tag{8.22}$$

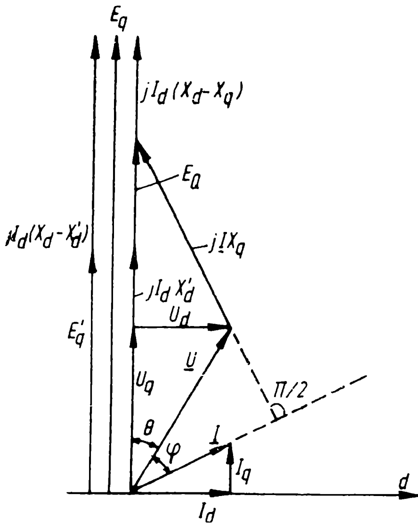


Fig. 8.10. Diagrama fazorială a mașinii sincrone cu poli aparenți.

Introducînd (8.22) în (8.21) se obține:

$$\Phi_d' = \left[1 - \frac{X_{\sigma e}}{X_{\sigma e} + X_{ad}}\right]\Phi_{e t0} =$$

$$= \frac{X_{ad}}{X_{\sigma e} + X_{ad}}[I_e(X_{\sigma e} + X_{ad}) + I_d X_{ad}] =$$

$$= I_e X_{ad} + I_d \frac{X_{ad}^2}{X_{\sigma e} + X_{ad}}. \qquad (8.23)$$

Tensiunea electromotoare E_q' legată de fluxul Φ_d' este dată de relația:

$$\underline{E}_q' = \underline{E}_q - \underline{I}_d \frac{X_{ad}^2}{X_{\sigma e} + X_{ad}} =$$

$$= \underline{U}_q + \underline{I}_d\left(X_d - \frac{X_{ad}^2}{X_{\sigma e} + X_{ad}}\right) =$$

$$= \underline{U}_q + \underline{I}_d X_d', \qquad (8.24)$$

în care: $\underline{E}_q$ reprezintă tensiunea electromotoare legată de fluxul de excitație al mașinii la mersul în gol al acesteia;

$\underline{U}_q$ — tensiunea la bornele înfășurării statorice a mașinii rezultată din proiecția tensiunii $\underline{U}$ pe axa q de simetrie a rotorului;

$X_d = X_\sigma + X_{ad}$ — reactanța sincronă după axa longitudinală a mașinii;

X_σ — reactanța de scăpări a înfășurării statorice;

$X_d' = X_d - \frac{X_{ad}^2}{X_{\sigma e} + X_{ad}}$ — reactanța tranzitorie după axa longitudinală a mașinii, mărime caracteristică indicată în mod obișnuit de către fabrica constructoare.

În figura 8.10 s-a trasat o diagramă fazorială a tensiunilor unei mașini cu poli aparenți, la o sarcină inductivă, care corespunde ecuației (8.24). După cum se observă, tensiunea electromotoare $\underline{E}_q'$ are aceeași direcție cu $\underline{E}_2$, fiind mai mică cu căderea de tensiune produsă de curentul statoric $\underline{I}_d$ în reactanța $X_d - X_d' = \frac{X_{ad}^2}{X_{\sigma e} + X_{ad}}$.

Această tensiune electromotoare E_q' rămîne neschimbată în momentul inițial al modificării regimului de funcționare al mașinii și împreună cu reactanța tranzitorie X_d', permite aprecierea variațiilor curentului statoric la scurtcircuit.

În figura 8.11 s-au indicat fluxurile magnetice care produc tensiunea electromotoare tranzitorie E_q' și reactanța tranzitorie X_d'. Prima mărime este determinată de totalitatea fluxurilor Φ_d și $(\Phi_{ad} - \Phi_{ad\sigma e})$, în care $\Phi_{ad\sigma e}$ reprezintă acea parte din fluxul de reacție, care, ca urmare a creșterii curentului de excitație în momentul inițial al procesului tranzitoriu, ΔI_{e0}, respectiv a creșterii

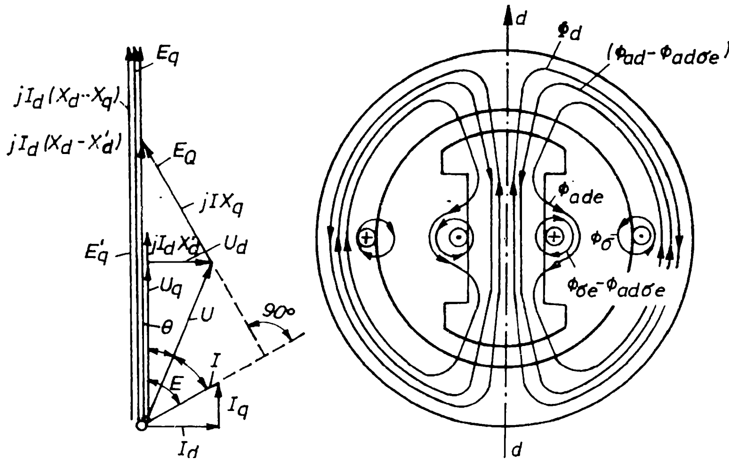


Fig. 8.11. Căile fluxurilor magnetice după axa longitudinală a rotorului, în cazul mașinii sincrone cu poli aparenți fără înfășurare de amortizare.

fluxului de dispersie al înfășurării de excitație de la valoarea $\Phi_{\sigma e}$ la $\Phi_{\sigma e0}$, este deplasată în afara rotorului. Cea de-a doua mărime, X_d' corespunde sumei fluxurilor, Φ_σ al înfășurării statorice și $\Phi_{ad\sigma e}$. Expresiile acestor două mărimi se pot pune și sub forma:

$$\underline{E}_q' = \underline{E}_q + (1 - \sigma_e)\, \underline{E}_{aq} = \underline{E}_{aq} - \sigma_e\, \underline{E}_{aq} \tag{8.25}$$

și

$$X_d' = X_d - (1 - \sigma_e)\, X_{ad} = X_\sigma + \sigma_e\, X_{ad}, \tag{8.26}$$

în care: $\underline{E}_{aq}$ reprezintă tensiunea electromotoare legată de fluxul Φ_{ad} de pe axa longitudinală.

Ele permit înlocuirea mașinii sincrone cu dispersie a înfășurării de excitație, cu o mașină la care dispersia acestei înfășurări nu influențează statorul, însă, în compensare, este mărită corespunzător dispersia înfășurării statorice cu cantitatea $\Phi_{ad\sigma e}$ sau, ceea ce este echivalent, cu $\sigma_e X_{ad}$.

Explicitarea fluxului $\Phi_{ad\sigma e}$ pune în evidență unele aspecte fizice legate de reactanța tranzitorie. Astfel dacă se scrie valoarea acestuia în funcție de tensiunea magnetomotoare de reacție longitudinală $\underline{F}_{ad}$ și de permeanțele prin care trece fluxul dat, se obține:

$$\Phi_{ad\sigma e} = \frac{\underline{F}_{ad}}{\dfrac{1}{\lambda_{ad}} + \dfrac{1}{\lambda_{\sigma e}}} = \underline{I}_d\, \frac{X_{\sigma e} X_{ad}}{X_{\sigma e} + X_{ad}}, \tag{8.27}$$

în care s-a notat cu λ_{ad} și $\lambda_{\sigma e}$ permeanțele magnetice corespunzătoare inducției mutuale dintre stator și rotor și cea de dispersie a înfășurării de excitație și s-a ținut seama de proporționalitatea acestora cu reactanțele.

Adăugînd expresia (8.27) la fluxul total de dispersie statorică Φ_σ se obține:

$$\Phi_\sigma + \Phi_{ad\sigma e} = \underline{I}_d \cdot X_\sigma + \underline{I}_d \cdot \frac{X_{\sigma e} \cdot X_{ad}}{X_{\sigma e} + X_{ad}} =$$

$$= \underline{I}_d \left(X_\sigma + \frac{X_{\sigma e} \cdot X_{ad}}{X_{\sigma e} + X_{ad}} \right) = \underline{I}_d \cdot X'_d, \tag{8.28}$$

din care se constată că reactanța tranzitorie după axa longitudinală este reactanța echivalentă a înfășurării statorice corespunzătoare, în care este scurtcircuitată înfășurarea de excitație. Ea se poate interpreta ca fiind o cotă parte constantă din reactanța sincronă a mașinii, prin intermediul coeficientului total de dispersie a înfășurării statorice σ, adică:

$$X'_d = X_\sigma + \frac{X_{\sigma e} \cdot X_{ad}}{X_{\sigma e} + X_{ad}} = X_d - \frac{X_{ad}^2}{X_{\sigma e} + X_{ad}} =$$

$$= X_d \left[1 - \frac{X_{ad}^2}{(X_{\sigma e} + X_{ad})\, X_d} \right] = \sigma \cdot X_d, \tag{8.29}$$

unde s-a notat:

$$\sigma = 1 - \frac{X_{ad}^2}{(X_{\sigma e} + X_{ad})\, X_d} = 1 - \frac{X_{ad}^2}{X_e \cdot X_{ad}}. \tag{8.30}$$

Relațiile (8.25) (8.26) și (8.28) permit întocmirea unei scheme echivalente a mașinii după axa longitudinală a rotorului, prezentată în figura 8.12 care este asemănătoare celei a unui transformator cu două înfășurări. Tensiunea electromotoare $\underline{E}_{qe}$ corespunde fluxului rezultant Φ_{et} și se introduce în schema

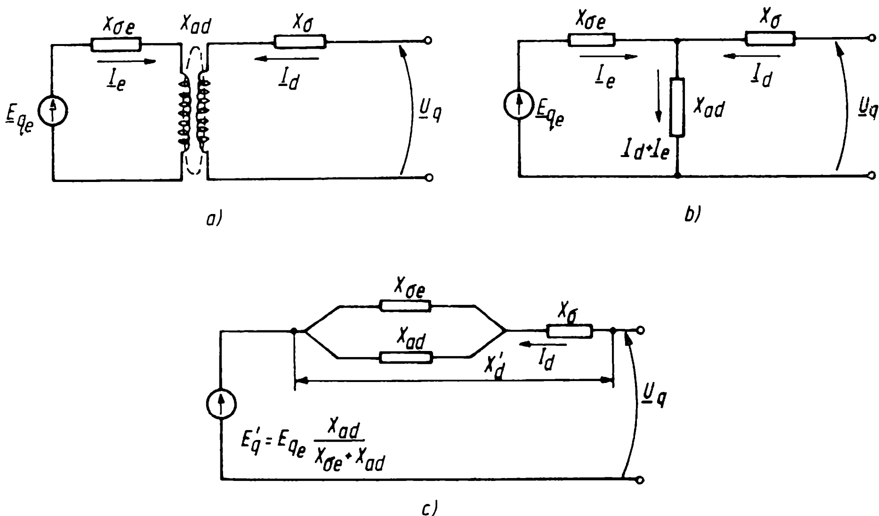


Fig. 8.12. Schema echivalentă a mașinii sincrone cu poli aparenți fără înfășurare de amortizare după axa longitudinală a rotorului.

echivalentă a mașinii în serie cu reactanța de scăpări a înfășurării de excitație. Tensiunea electromotoare tranzitorie $\underline{E}'_q$ reprezintă o tensiune electromotoare echivalentă a ramurilor $X_{\sigma e}$ și X_{ad}, adică:

$$\underline{E}'_q = \frac{\underline{E}_{qe}\underline{Y}_{\sigma e}}{\underline{Y}_{\sigma e} + \underline{Y}_{ad}} = \underline{E}_{qe}\frac{X_{ad}}{X_{\sigma e} + X_{ad}}, \tag{8.31}$$

în care s-au notat cu $\underline{Y}_k$ admitanțele corespunzătoare celor două ramuri.

Reactanța tranzitorie corespunde relației (8.28) și reprezintă suma dintre reactanța de scăpări a înfășurării statorice și reactanța echivalentă a celorlalte două ramuri, $X_{\sigma e}$ și X_{ad}, puse în paralel. Pe axa transversală a rotorului, conform figurii 8.8, rotorul nu are înfășurări închise. Ca urmare, fluxul de reacție statorică după axa transversală variază liber, iar modificarea bruscă a regimului de funcționare al mașinii se poate reprezenta numai prin căderea de tensiune determinată de componenta de curent $\underline{I}_q$ în reactanța X_{aq}. La o asemenea mașină, pe axa transversală rezultă:

$$E'_d = 0 \quad \text{și} \quad X'_q = X_q, \tag{8.32}$$

relații care trebuie considerate aproximative la turbogeneratoare la care rotoarele masive ale acestora pot juca rolul unor înfășurări de amortizare.

8.1.2.2. *Tensiunea electromotoare supratranzitorie și reactanța supratranzitorie a mașinii sincrone prevăzută cu înfășurări de amortizare.* Existența înfășurării de amortizare, notată în figura 8.8 cu indicii *4* și *5* și dispusă după cele două axe ale rotorului, nu asigură simetria magnetică totală a acestuia, deși compensarea fluxului de reacție statorică la scurtcircuit se face mai complet decît atunci cînd ea lipsește. În consecință și în acest caz mașina poate fi caracterizată prin mărimi distincte după cele două axe, care trebuie să fie independente de condițiile exterioare.

Pe axa longitudinală, pentru simplificare, se va considera că înfășurarea de amortizare dispusă în figura 8.8 după cele două axe ale rotorului este cuplată cu înfășurarea statorică printr-un flux de inducție mutuală Φ_{ad}, de care se leagă reactanța de reacție statorică X_{ad}.

La producerea scurtcircuitului, apariția bruscă a fluxului de reacție statorică $\Delta\Phi_{ad0}$ provoacă reacții în ambele înfășurări, de excitație și de amortizare, dispuse pe rotor, manifestate prin creșterea fluxurilor inițiale cu cantitățile $\Delta\Phi_{e0}$ și $\Delta\Phi_{a0}$ și apariția unor curenți induși ΔI_{e0} și ΔI_{a0}. Aceste două fluxuri suplimentare compensează fluxul de reacție statorică la scurtcircuit, astfel încît ecuația de echilibru (8.20) se poate scrie separat, după cum urmează:

— pentru înfășurarea de excitație:

$$\Delta\underline{I}_{d0}\, X_{ad} + \Delta\underline{I}_{e0}\,(X_{\sigma e} + X_{ad}) + \Delta\underline{I}_{a0}\, X_{ad} = 0; \tag{8.33}$$

— pentru înfășurarea de amortizare:

$$\Delta\underline{I}_{d0}X_{ad} + \Delta\underline{I}_{e0}X_{ad} + \Delta\underline{I}_{a0}\,(X_{\sigma ad} + X_{ad}) = 0, \tag{8.34}$$

în care: ΔI_{a0} reprezintă curentul indus în înfășurarea de amortizare, în momentul inițial al procesului tranzitoriu;

$X_{\sigma ad}$ — reactanța de dispersie a înfășurării de amortizare după axa longitudinală.

Ultimele două relații permit stabilirea legăturii dintre creșterile curenților induși în înfășurările de excitație și de amortizare după axa longitudinală și reactanțele lor de dispersie corespunzătoare:

$$\Delta \underline{I}_{e0} \cdot X_{\sigma e} = \Delta \underline{I}_{a0} X_{\sigma ad}$$

sau

$$\Delta \underline{I}_{a0} = \Delta \underline{I}_{e0} \frac{X_{\sigma e}}{X_{\sigma ad}}, \tag{8.35}$$

care pune în evidență un fapt important, și anume, că participarea înfășurării de amortizare la compensarea reacției statorice la scurtcircuit este cu atît mai importantă cu cît reactanța ei de dispersie este mai redusă.

Reacția de răspuns a celor două înfășurări rotorice dispuse pe axa longitudinală, se poate înlocui, în general, printr-o reacție analoagă provocată de un curent total într-o înfășurare echivalentă, unică. În acest fel, este posibilă reducerea problemei analizate la cea studiată anterior.

Curentul total indus în momentul inițial al scurtcircuitului în înfășurarea echivalentă $\Delta \underline{I}_{td0}$, ca urmare a reacției acesteia la scurtcircuit are valoarea:

$$\Delta \underline{I}_{td0} = \Delta \underline{I}_{e0} + \Delta \underline{I}_{a0} = \Delta \underline{I}_{e0} \left(1 + \frac{X_{\sigma e}}{X_{\sigma ad}} \right) \tag{8.36}$$

și el compensează în întregime fluxul suplimentar $\Delta \Phi_{ad0}$. Ținînd seama că fluxurile inițiale se conservă, conform relațiilor (8.19) sau (8.20) se poate scrie că:

$$\Delta \underline{I}_{td0} (X_{\sigma td} + X_{ad}) + \Delta \underline{I}_{d0} X_{ad} = 0, \tag{8.37}$$

în care s-a notat cu $X_{\sigma td}$ reactanța totală de scăpări a înfășurării echivalente dispusă pe axa magnetică longitudinală a rotorului.

Determinarea acestei reactanțe se poate face cu ajutorul relațiilor (8.33) și (8.35), care permit exprimarea creșterii curentului de reacție statorică în momentul apariției scurtcircuitului, ΔI_{d0}, în funcție de curentul indus în înfășurarea de excitație ΔI_{e0}. Procedînd astfel și introducînd rezultatul în ecuația (8.37) se determină că:

$$X_{\sigma e} + X_{ad} + \frac{X_{\sigma e}}{X_{\sigma ad}} X_{ad} = \left(1 + \frac{X_{\sigma e}}{X_{\sigma ad}} \right) (X_{\sigma td} + X_{ad}) \tag{8.38}$$

din care rezultă:

$$X_{\sigma td} = \frac{X_{\sigma e} \cdot X_{ad}}{X_{\sigma e} + X_{\sigma ad}}, \tag{8.39}$$

adică, reactanța totală de dispersie a înfășurării echivalente, dispusă pe axa de simetrie magnetică longitudinală a rotorului, corespunde celor două înfășurări puse în paralel.

Pentru determinarea reactanței supratranzitorii după axa longitudinală se poate aplica relația (8.29), în care se ține seama de reactanța corespunzătoare înfășurării echivalente, adică:

$$X_d'' = X_d - \frac{X_{ad}^2}{X_{\sigma td} + X_{ad}} = X_d \left[1 - \frac{X_{ad}^2}{X_d (X_{\sigma td} + X_{ad})} \right] = \sigma_d X_d, \tag{8.40}$$

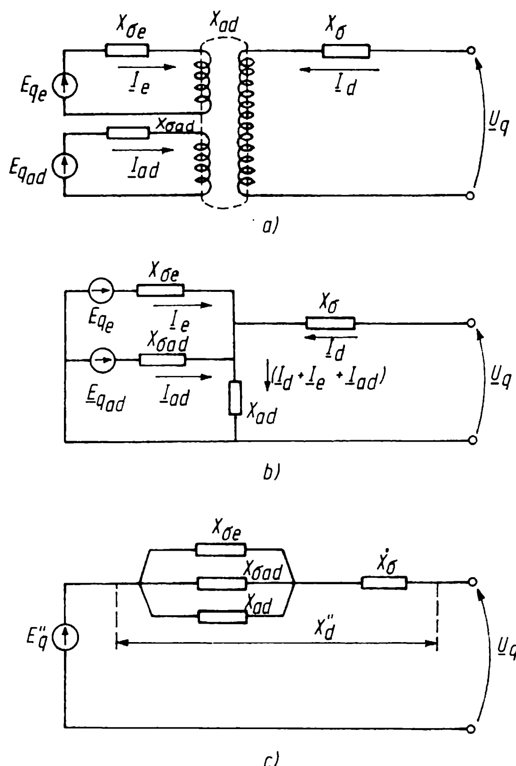


Fig. 8.13. Schema echivalentă după axa longitudinală a rotorului, pentru mașina sincronă cu poli aparenți și cu înfășurare de amortizare.

în care: $\sigma_d = 1 - \dfrac{X_{ad}^2}{X_d(X_{\sigma td} + X_{ad})}$ este coeficientul total de dispersie pe axa longitudinală a rotorului.

Ținînd seama de valoarea reactanței sincrone a statorului, relația (8.40) se poate pune sub forma:

$$X_d'' = X_\sigma + \frac{X_{\sigma e} \cdot X_{\sigma ad} \cdot X_{ad}}{X_{\sigma e} \cdot X_{\sigma ad} + X_{\sigma e} \cdot X_{ad} + X_{\sigma ad} \cdot X_{ad}} \tag{8.41}$$

relație care corespunde schemei echivalente a generatorului după axa longitudinală de forma celei din figura 8.13, analoagă cu aceea a unui transformator cu trei înfășurări.

Tensiunea electromotoare supratranzitorie E_q'', a cărei valoare rămîne nemodificată în momentul inițial al variației bruște a regimului de funcționare al mașinii, se conectează în spatele reactanței X_d'' și se obține din diagrama fazorială dată în figura 8.14, scriind că:

$$\underline{E}_q'' = \underline{U}_{q0} + \mathrm{j}\underline{I}_{d0} X_d''. \tag{8.42}$$

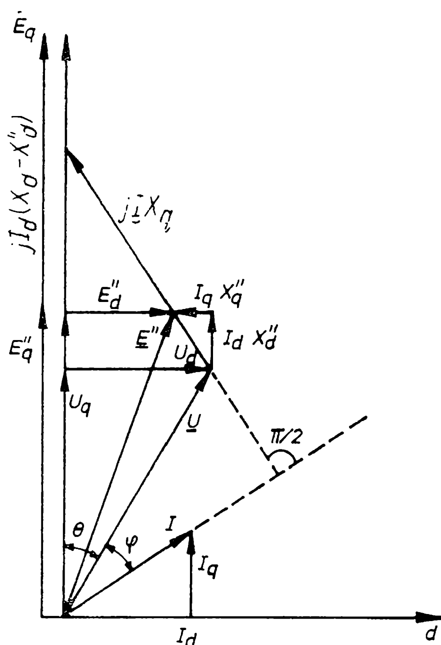


Fig. 8.14. Diagrama fazorială a mașinii sincrone cu poli aparenți prevăzută cu înfășurare de amortizare.

În figura 8.15 sînt redate fluxurile magnetice care determină tensiunea electromotoare $\underline{E}''_q$ și anume fluxul Φ_d și $(\Phi_{ad} - \Phi_{ad\sigma ead})$. Fluxul de reacție al celor două înfășurări rotorice, de excitație și de amortizare, $\Phi_{ad\sigma ead}$ are același drum cu fluxul de dispersie al înfășurărilor sale de pe axa longitudinală și se determină cu ajutorul relației (8.27), în care se consideră permeanța magnetică rezultantă de pe axa longitudinală a rotorului:

$$\lambda_{\sigma td} = \frac{1}{\dfrac{1}{\lambda_{\sigma e}} + \dfrac{1}{\lambda_{\sigma ad}}} = \frac{\lambda_{\sigma e} \cdot \lambda_{\sigma ad}}{\lambda_{\sigma e} + \lambda_{\sigma ad}}, \qquad (8.43)$$

a cărei expresie exprimată în unități relative corespunde cu (8.39). Reactanța X''_d este determinată de totalitatea fluxurilor de scăpări ale statorului Φ_σ și $\Phi_{ad\sigma ead}$ corespunzător înfășurărilor rotorice. Pe axa transversală se află dispuse înfășurarea statorică și înfășurarea de amortizare. Determinarea reactanței supratranzitorii X''_q se face folosind o relație analogă cu (8.29) în care se introduc mărimile corespunzătoare pe axa transversală, adică:

$$X''_q = X_q - \frac{X^2_{aq}}{X_{\sigma aq} + X_{aq}} \qquad (8.44,a)$$

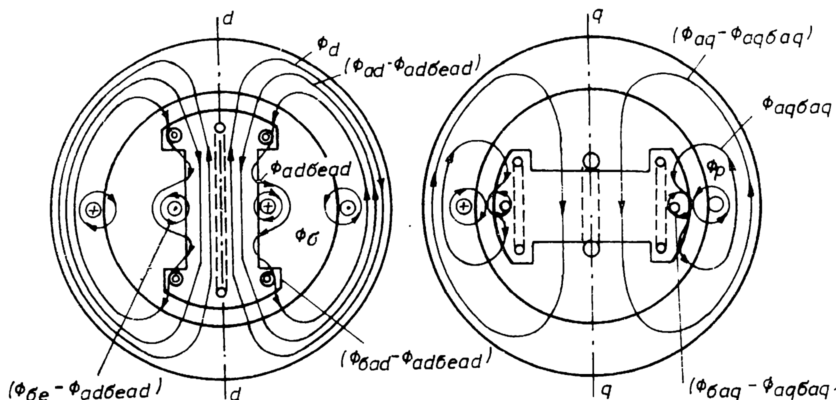


Fig. 8.15. Fluxurile magnetice ale mașinii cu poli aparenți și înfășurare de amortizare: *a* — după axa longitudinală; *b* — după axa transversală.

sau

$$X''_q = X\sigma + \frac{X_{aq} \cdot X_{\sigma aq}}{X_{aq} + X_{\sigma aq}}, \qquad (8.44,b)$$

în care: $X_q = X_\sigma + X_{aq}$ este reactanța sincronă după axa transversală a rotorului;

X_{aq} — reactanța de reacție statorică după axa transversală a rotorului;

$X_{\sigma aq}$ — reactanța de dispersie a înfășurării de amortizare după axa transversală.

Tensiunea electromotoare $\underline{E}''_d$, montată în spatele acestei reactanțe, se determină cu ajutorul diagramei fazoriale din figura 8.14 *, din care se poate scrie:

$$\underline{E}''_d = \underline{U}_{d0} + \mathrm{j}\, \underline{I}_{q0}\, X''_q. \qquad (8.45)$$

Relațiile (8.45) și (8.46) permit întocmirea unei scheme echivalente a mașinii după axa transversală, corespunzătoare unui cuplaj magnetic între înfășurarea statorului și înfășurarea de amortizare transversală, asemănătoare cu cea a unui transformator cu două înfășurări, care este redată în figura 8.16.

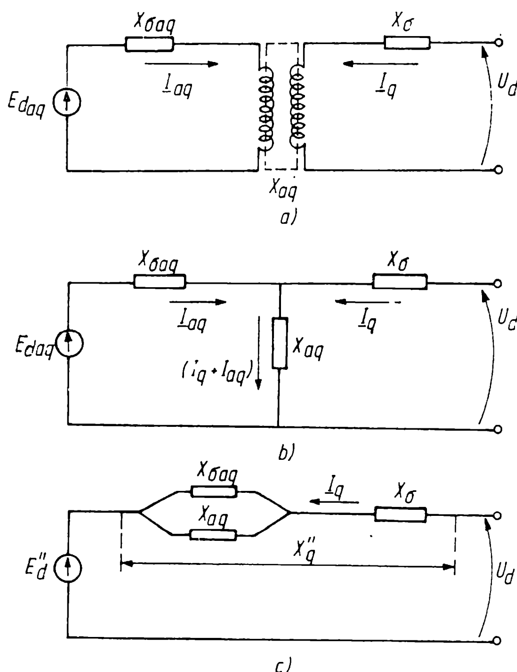


Fig. 8.16. Schema echivalentă după axa transversală a rotorului pentru mașina sincronă cu poli aparenți și înfășurare de amortizare.

Cele două perechi de mărimi supratranzitorii determinate după cele două axe de simetrie magnetică ale rotorului, în cazul mașinii cu înfășurare de amortizare, permit trecerea de la un regim care se modifică brusc la un alt regim. Prefixul „supra" în denumirea generală de supratranzitoriu subliniază numai faptul că mașina este echipată cu înfășurarea de amortizare.

Tensiunile electromotoare nu sînt influențate de condițiile exterioare mașinii, ele reprezentînd niște mărimi convenționale, de calcul. De obicei, în schemele echivalente de scurtcircuit, mașina sincronă se va introduce prin mărimile corespunzătoare axei magnetice longitudinale a rotorului. În acest caz, tensiunea electromotoare supratranzitorie E''_q se poate considera, în funcție

* În această figură sînt indicate t.e.m. supratranzitorii longitudinală și transversală și valoarea totală a t.e.m. E''_q.

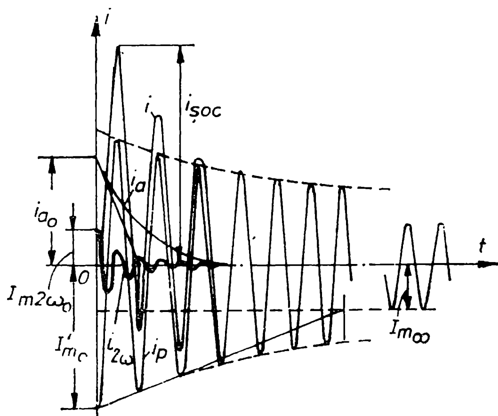


Fig. 8.17. Variația curentului de scurtcircuit trifazat alimentat de o sursă de putere finită.

de tensiunea medie a rețelei, ca fiind mai mare cu $5 \div 15\%$ în raport cu aceasta, pentru generatoarele cu poli aparenți. La generatoarele cu poli înnecați această creștere este mai mică.

8.1.2.3. *Variația curentului de scurtcircuit trifazat alimentat de la o sursă de putere finită.* În figura 8.17 este dată curba de variație a valorilor instantanee ale curentului total de scurtcircuit trifazat, alimentat de la o sursă generatoare de putere finită, fără înfășurare de amortizare, care a funcționat în prealabil în gol ($i = 0$)*. După cum se observă, curentul de scurtcircuit are o *componentă periodică de frecvență fundamentală* i_p, o *componentă aperiodică* sau *liberă* i_a și o *componentă armonică de ordinul al doilea* $i_{2\omega}$.

Componenta periodică are amplitudinea descrescătoare după linia punctată din figura 8.17, stabilizîndu-se după timpul corespunzător regimului tranzitoriu, la o valoare egală cu curentul de scurtcircuit permanent I_∞, determinat de tensiunea electromotoare sincronă a generatorului, reactanța lui sincronă și reactanța rețelei pînă la locul de scurtcircuit. În prima semiperioadă după apariția defectului valoarea efectivă a componentei periodice, care poartă numele de *curent tranzitoriu de scurtcircuit*, se determină cu relația:

$$I'_0 = \frac{E'}{X'_d + X_k} = \frac{\alpha\, U_{med}}{\sqrt{3}\,(X'_d + X_k)}, \tag{8.47}$$

în care: E' reprezintă tensiunea electromotoare tranzitorie după axa longitudinală a rotorului, conectată în spatele reactanței tranzitorii X'_d a generatorului;

X'_d — reactanța tranzitorie după axa longitudinală a generatorului, care corespunde momentului inițial al defectului;

X_k — reactanța de scurtcircuit a rețelei pînă la locul de defect;

$\alpha \geqslant 1$ — coeficient a cărei valoare depinde de tipul generatorului și de locul de scurtcircuit, care se poate lua în medie egală cu 1,1.

Componenta aperiodică a curentului de scurtcircuit (statoric) se amortizează cu o anumită constantă de timp, determinată de constantele fizice ale mașinii și circuitului avariat. Ea creează un flux magnetic, practic fix în spațiu, care induce în înfășurarea de excitație o tensiune electromotoare de

* Ca și în cazul sursei de putere infinită, valoarea maximă a curentului de scurtcircuit trifazat apare în condițiile în care defectul are loc cînd curentul de regim permanent trece prin valoarea zero.

frecvență sincronă și respectiv, un curent de aceeași frecvență. Stingerea componentei aperiodice a curentului statoric, evident că produce dispariția curenților alternativi din înfășurarea de excitație, ceea ce are ca urmare o micșorare importantă a curenților de scurtcircuit.

Componenta armonică de ordinul al doilea este determinată de nesimetria rotorului după cele două axe magnetice ($X'_d \neq X_q$) și de componenta aperiodică a curentului statoric. Reprezentarea fizică a fenomenului se poate pune în evidență în felul următor: fluxul magnetic, legat de curentul alternativ de frecvență sincronă indus în înfășurarea de excitație de către fluxul magnetic al componentei aperiodice din cele trei faze ale statorului, apare ca un flux magnetic pulsatoriu, fix în spațiu în raport cu rotorul. El se poate descompune în două fluxuri magnetice care se rotesc în sensuri opuse și anume unul fix în raport cu statorul și celălalt, care se rotește cu o viteză sincronă dublă. Influența acestor două componente de flux asupra statorului se manifestă diferit. Astfel, prima componentă, fixă în raport cu statorul, compensează parțial fluxul magnetic provocat de acesta, în timp ce cea de-a doua componentă, conduce la apariția unui curent armonică de ordinul al doilea. Valoarea acestui curent scade odată cu creșterea distanței pînă la locul de scurtcircuit.

Conform figurii 8.17, în momentul inițial al producerii scurtcircuitului, suma dintre componenta aperiodică i_{a0} și componenta armonică de ordinul al doilea $i_{m2\omega_0}$ trebuie să fie egală cu componenta periodică $\hat{I}'_{m_0}$.

Cînd mașina este prevăzută și cu înfășurare de amortizare, aceasta contribuie în plus la anularea efectului demagnetizant al statorului. Într-adevăr, fluxul magnetic, care îmbrățișează cele două înfășurări dispuse pe rotor, de excitație și de amortizare, — trebuind să rămînă neschimbat în momentul producerii scurtcircuitului, — este necesar, pentru anularea reacției statorice, să apară brusc, în aceste circuite, supracurenți aperiodici al căror flux, închis pe căile de dispersie, este învîrtitor și induce curenți în stator.

Variația curentului de scurtcircuit trifazat este analoagă cu cea prezentată în figura 8.17, avînd aceleași componente: periodică fundamentală, aperiodică și periodică de pulsație dublă. Se menționează însă, că pe întreaga perioadă a regimului tranzitoriu, această variație este ceva mai mare, iar în etapa inițială, amortizarea se face mai repede, iar apoi mai încet, decît în cazul lipsei înfășurării de amortizare. Altfel spus, în perioada inițială panta de descreștere a componentei aperiodice este mai mare, iar vîrfurile curentului total de scurtcircuit sînt și ele mai crescute; acest lucru este determinat de prezența înfășurării de amortizare de care se leagă o componentă aperiodică, care se amortizează mai rapid, decît cea legată de înfășurarea de excitație, ținînd seama de constanta de timp mai redusă a circuitului corespunzător.

Armonica de ordinul al doilea este mai redusă în cazul cînd mașina este prevăzută cu înfășurare de amortizare. Acest fapt este explicat prin aceea că înfășurările de amortizare după cele două axe ale rotorului, micșorează de obicei nesimetria magnetică a rotorului în regim tranzitoriu, adică, diferența dintre reactanțele supratranzitorii după cele două axe, X''_d și X''_q, este mai mică decît cea dintre reactanțele X'_d și X_q ale mașinii fără înfășurare de amortizare. La turbogeneratoare, unde practic $X''_d \approx X''_q$, această armonică lipsește aproape cu desăvîrșire.

După producerea scurtcircuitului, desfășurarea procesului tranzitoriu are loc astfel: mai întîi se stinge componenta aperiodică a circuitului de amortizare, ceea ce are ca urmare micșorarea fluxului rotoric și, în consecință, o micșorare a componentelor alternative ale curenților statorului; urmează apoi stingerea componentelor aperiodice ale curenților statorici, care produce dispariția curenților alternativi din circuitele rotorului; după aceea se stinge componenta aperiodică a curenților rotorici, ceea ce are ca urmare o micșorare importantă a curenților din stator, iar fluxul acestuia nu mai urmează căile de dispersie, ci căile circuitului magnetic principal. În acest fel se stabilește curentul permanent de scurtcircuit, în care nu mai sînt prezenți decît curenții alternativi statorici (componenta periodică fundamentală și curentul continuu de excitație)*.

Reactanța determinată de raportul dintre tensiunea electromotoare în gol, imediat înainte de scurtcircuit și componenta alternativă a curentului de scurtcircuit în stator, variază în decursul desfășurării procesului tranzitoriu. Într-adevăr, în momentul inițial, influența curentului înfășurării de amortizare fiind maximă, mașina se manifestă prin reactanța sa supratranzitorie X''_d, corespunzătoare dispersiei fluxului între stator, înfășurarea de excitație și cea de amortizare fiind reprezentată prin relația (8.41) sau schema echivalentă dată în figura 8.13. Valoarea efectivă a curentului din prima semiperioadă după apariția defectului, poartă denumirea de *curent supratranzitoriu de scurtcircuit* I''_0 și se determină cu o relație analogă cu (8.47), în care însă intervin mărimile corespunzătoare, adică:

$$I''_0 = \frac{E''}{X''_d + X_k} = \frac{\alpha U_{med}}{\sqrt{3}(X''_d + X_k)}. \tag{8.48}$$

După dispariția componentei aperiodice a înfășurării de amortizare, la un anumit timp t care depinde de constanta de timp a circuitului respectiv, mașina se manifestă prin reactanța tranzitorie X'_d corespunzătoare căilor de dispersie între stator și înfășurarea de excitație rotorică, reprezentată prin relația (8.29) sau schema echivalentă din figura 8.12.

În sfîrșit, după trecerea regimului tranzitoriu și stabilirea curentului permanent de scurtcircuit, mașina se manifestă prin reactanța sa sincronă, $X_d = X_\sigma + X_{ad}$, corespunzătoare căilor de dispersie ale înfășurării statorice și reacției acesteia, care din punct de vedere fizic corespunde reactanțelor măsurate cînd înfășurările dispuse pe rotor sînt deschise.

Curenții de șoc la scurtcircuit și valoarea lor efectivă se calculează cu aceleași relații (8.11) și (8.17), deduse la paragraful 8.1.1, în care în locul componentei periodice I_p, intervin valorile efective ale curenților tranzitorii sau supratranzitorii.

---

* În figura 8.17 s-a reprezentat numai variația curenților la scurtcircuit trifazat brusc, corespunzători înfășurării statorice, nu și cea a curenților din înfășurarea de excitație și de amortizare.

8.1.3. INFLUENȚA REGLAJULUI AUTOMAT ASUPRA CURENȚILOR DE SCURTCIRCUIT

Cînd sursele generatoare sînt echipate cu regulatoare automate de tensiune, variația curenților de scurtcircuit are loc ca în figura 8.18.

În momentul inițial al scurtcircuitului, din cauza inerției fluxurilor magnetice cuplate cu înfășurările, evident că nu poate fi vorba de influența regulatorului automat de tensiune și, în consecință, procesul tranzitoriu se desfășoară asemănător cazului prezentat în figura 8.17. Intensitatea curentului supratranzitoriu, a curentului de șoc la scurtcircuit și a valorii sale efective rămîn aceleași și se determină cu ajutorul relațiilor (8.48), (8.11) și (8.17).

Regulatorul automat de tensiune intervine practic după dispariția componentei aperiodice de curent și a armonicii de ordinul al doilea, în funcție de constanta de timp a înfășurării de excitație și de tipul regulatorului. Acțiunea ulterioară a acestuia se manifestă prin creșterea curentului de excitație și a componentelor curenților din stator și din înfășurarea de amortizare longitudinală corespunzătoare. Acest proces se desfășoară însă relativ lent, din care cauză produce, practic, numai variația tensiunii electromotoare de rotație a statorului și prin urmare, a componentei periodice a curentului statorului provocată de aceasta*. Tensiunea la bornele mașinii va varia

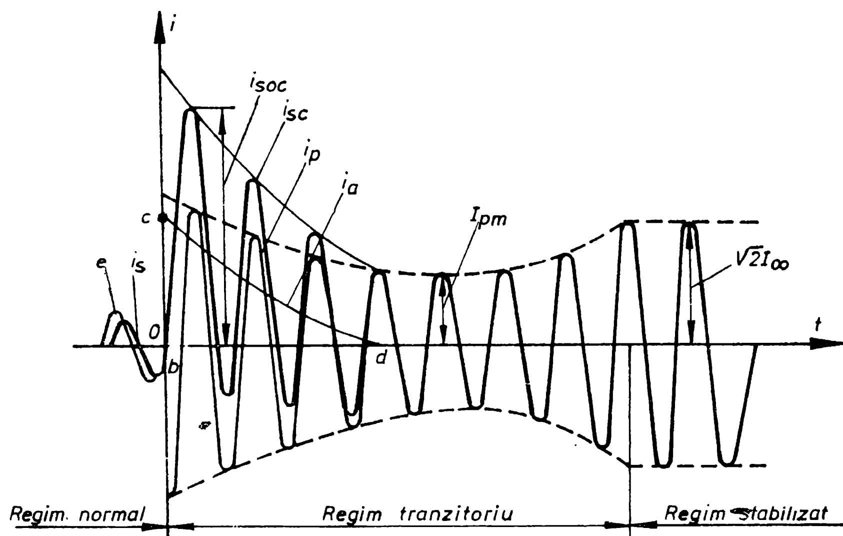


Fig. 8.18. Variația curentului de scurtcircuit trifazat alimentat de un generator echipat cu regulator automat de tensiune.

---

* În înfășurarea de amortizare, curentul se datorește tensiunii electromotoare de transformare produsă de variția curentului de excitație.

și ea conform tensiunii electromotoare și va crește, tinzînd către valoarea ei nominală, în funcție de distanța electrică a locului de scurtcircuit și de parametrii surselor generatoare.

Pentru un scurtcircuit relativ îndepărtat, readucerea tensiunii generatorului la valoarea nominală, necesită o creștere neînsemnată a curentului de excitație. Pe măsura apropierii locului de scurtcircuit de sursa generatoare pentru obținerea aceluiași rezultat, va fi necesară o creștere mai mare a excitației. Creșterea acesteia însă are o anumită limită, corespunzătoare *plafonului de excitație și curentului limită de excitație* $I_{e_{lim}}$, care are loc la scurtcircuitarea totală a reostatului de excitație al excitatricei.

Este posibil ca regulatorul automat de tensiune să nu reușească să readucă tensiunea la generator la valoarea ei nominală, chiar în cazul cînd se atinge plafonul excitației. Pentru o rețea oarecare avariată acest lucru se poate constata în funcție de impedanța exterioară corespunzătoare locului de scurtcircuit.

Într-adevăr, pentru fiecare valoare a argumentului φ_e al rețelei exterioare, se poate determina valoarea minimă a impedanței sale, la capătul căreia un scurtcircuit conduce la asigurarea tensiunii nominale la bornele generatorului, acesta fiind excitat la limită. Această impedanță reprezintă *impedanța critică* Z_{cr} la argumentul φ_e.

Dacă impedanța exterioară Z_e, la același argument φ_e, este mai mică sau cel mult egală cu cea critică ($Z_e \leqslant Z_{cr}$), atunci generatorul, excitat la limită, va avea o tensiune mai mică sau cel mult egală cu cea nominală. Dimpotrivă, dacă impedanța exterioară, la același argument φ_e, este mai mare sau cel mult egală cu cea critică ($Z_e \geqslant Z_{cr}$), generatorul funcționează în regim nominal de tensiune, cînd excitația sa este mai mică sau cel mult egală cu plafonul acesteia. Rezultă că în regim permanent de scurtcircuit, generatorul poate funcționa în funcție de impedanța rețelei pînă la locul de scurtcircuit, fie cu excitația limită, fie cu o excitație mai mică, dacă tensiunea sa are valoarea nominală, cînd $Z_e = Z_{cr}$.

Determinarea valorii impedanței critice se poate face scriind intensitatea curenților de scurtcircuit permanent în cele două situații.

Cînd $Z_e \leqslant Z_{cr}$, pentru același argument φ_e, *generatorul funcționează în regim de excitație limită* și debitează un curent de scurtcircuit de regim permanent dat de relația:

$$I_\infty = \frac{E_{q_{lim}}}{\sqrt{R_e^2 + (X_e + X_d)^2}}, \tag{8.49}$$

în care: $E_{q_{lim}}$ reprezintă tensiunea electromotoare a generatorului după axa magnetică longitudinală corespunzătoare curentului limită de excitație;

R_e, X_e — rezistența și reactanța circuitului exterior;

X_d — reactanța sincronă după axa longitudinală a generatorului.

Cînd $Z_e \geqslant Z_{cr}$ la același argument φ_e, *generatorul funcționează în regim normal de tensiune* și debitează un curent de scurtcircuit de regim permanent care poate fi determinat cu relația:

$$I_\infty = \frac{U_n}{\sqrt{R_e^2 + X_e^2}} \,. \tag{8.50}$$

Cînd impedanța exterioară este egală cu impedanța critică se pot respecta condițiile ambelor regimuri. Intensitatea curenților dați de relațiile (8.49) și (8.50) este egală și poate fi scrisă sub forma:

$$I_\infty = \frac{E_{qlim}}{\sqrt{R_{cr}^2 + (X_d + X_{cr})^2}} = \frac{U_n}{\sqrt{R_{cr}^2 + X_{cr}^2}} \,. \tag{8.51}$$

Dacă se ține seama de notațiile:

$$R_e = R_{cr} = Z_{cr} \cos \varphi_e \text{ și } X_e = X_{cr} = Z_{cr} \sin \varphi_c,$$

atunci din relația (8.51) se determină valoarea impedanței critice sub forma:

$$Z_{cr} = X_d \frac{\sin \varphi_e + \sqrt{\sin^2 \varphi_e + \frac{E_{qlim}^2}{U_n^2} - 1}}{\frac{E_{qlim}^2}{U_n^2} - 1} =$$

$$= X_d \frac{U_n \sin \varphi_e + \sqrt{E_{qlim}^2 + U_n^2 (\sin^2 \varphi_e - 1)}}{E_{qlim}^2 - U_n^2} \cdot U_n. \tag{8.52}$$

Din această ultimă relație se constată că deși impedanța critică caracterizează circuitul exterior al sursei generatoare, pentru o anumită valoare a argumentului φ_e, totuși ea este determinată exclusiv de parametrii generatorului. Prin analogie, se poate considera că ea definește un *curent critic de scurtcircuit* de regim permanent, pentru argumentul φ_e corespunzător rețelei avariate, care este definit prin relația:

$$I_{cr} = \frac{U_n}{Z_{cr}}, \tag{8.53}$$

Dacă circuitul exterior este pur inductiv, adică $\varphi_e = 90°$, atunci:

$$Z_{cr} = \frac{X_d}{\frac{E_{qlim}}{U_n} - 1} = U_n \frac{X_d}{E_{qlim} - U_n} = X_{cr}. \tag{8.54}$$

Dacă circuitul exterior este practic rezistiv, adică $\varphi_e = 0$, atunci:

$$Z'_{cr} = \frac{X_d}{\sqrt{\frac{E_{qlim}^2}{U_n^2} - 1}} = U_n \frac{X_d}{\sqrt{E_{qlim}^2 - U_n^2}} = R_{cr}. \tag{8.55}$$

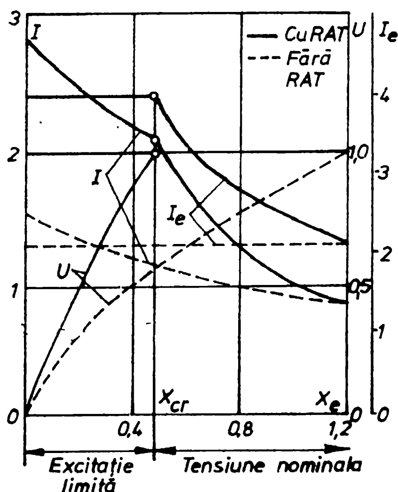


Fig. 8.19. Curbele de variație ale curenților și tensiunilor în funcție de reactanța circuitului exterior, pentru cazurile în care sursa este sau nu este prevăzută cu regulator automat de tensiune.

Pentru mai mare claritate a influenței regulatorului automat de tensiune se sintetizează în tabela 8.1 toate relațiile care caracterizează cele două regimuri de funcționare a generatoarelor, la o valoare cunoscută a argumentului φ_e, iar în figura 8.19 se reproduc curbele de variație ale curentului de excitație I_e, ale curentului statoric (de scurtcircuit) și ale tensiunii la borne în funcție de reactanța rețelei exterioare avariate. Pentru comparație, în aceeași figură sînt date curbele pentru un turbogenerator tip, fără regulator automat de tensiune.

Din analiza curbelor reiese că la generatoarele prevăzute cu regulator automat de tensiune, curbele prezintă un punct de discontinuitate, care corespunde condiției $X_{cr} = X_e$; în acest punct generatorul trece din regimul cu excitație limită, în regimul cu tensiune nominală. În același punct, există și diferența cea mai mare dintre mărimile corespunzătoare situațiilor în care generatorul are sau nu are regulator automat de tensiune, după care diferența scade, mărimile tinzînd către valori limită.

Tabela 8.1

REGIMURI DE FUNCȚIONARE ALE GENERATOARELOR PREVĂZUTE CU RAT

Mărimi caracteristice regimului de funcționare	Regimul de funcționare cu excitația limită	Regimul de funcționare cu tensiunea nominală
Impedanța exterioară a rețelei avariate, Z_e	$Z_e \leqslant Z_{cr}$	$Z_e \geqslant Z_{cr}$
Curentul de excitație al mașinii, I_e	$I_e = I_{elim}$	$I_e \leqslant I_{elim}$
Tensiunea remanentă la bornele mașinii în caz de scurtcircuit, U	$U \leqslant U_n$	$U = U_n$
Curentul debitat de mașină în caz de scurtcircuit permanent, I	$\frac{E_{qlim}}{\sqrt{R_e^2 + (X_d + X_e)^2}} \geqslant I_{cr}$	$\frac{U_n}{\sqrt{R_e^2 + X_e^2}} \leqslant I_{cr}$

8.2. SCURTCIRCUITE NESIMETRICE

Scurtcircuitele nesimetrice fac parte din categoria nesimetriilor transversale, întîlnite frecvent în rețelele electrice. Ele se caracterizează prin aceea că fenomenele din fiecare fază se produc în mod diferit, ca urmare a faptului că impedanțele pe faze nu mai sînt egale. Ceea ce rămîne neschimbat față de situația normală este sistemul de tensiuni electromotoare produse de generatoarele centralelor electrice, care chiar într-un regim nesimetric al rețelei constituie un sistem simetric, adică cei trei fazori ai tensiunilor electromotoare sînt egali ca modul și defazați cu 120° unul față de celălalt. Acest sistem de tensiuni electromotoare simetrice, aplicat unei rețele cu impedanțele inegale pe faze (dezechilibrate), conduce la apariția în rețea a unui sistem nesimetric de curenți, care nu mai sînt egali între ei, iar defazajul diferă de 120°.

8.2.1. APLICAREA METODEI COMPONENTELOR SIMETRICE LA STUDIUL SCURTCIRCUITELOR NESIMETRICE

Studierea scurtcircuitelor nesimetrice se face utilizînd *metoda componentelor simetrice*, conform căreia orice sistem de tensiuni sau de curenți nesimetrici — sau, în general, de fazori nesimetrici — se poate descompune în trei sisteme simetrice și anume: un sistem de *succesiune directă* sau *de secvență* 1, un sistem de *succesiune inversă* sau de *secvență* 2 și un *sistem trifazat homopolar* sau de *secvență* 0. Acest lucru trebuie înțeles în sensul că un fazor oarecare V_{in} al sistemului inițial dat, reprezintă permanent suma fazorilor de indice n ai sistemelor simetrice componente.

Cele trei sisteme simetrice componente sînt reprezentate în figura 8.20 în care succesiunea fazorilor pentru sistemul direct, este inversă acelor unui ceasornic. Dacă succesiunea fazorilor este inversă atunci se obține un sistem invers sau de secvență *2*, denumire care se datorește faptului că pentru a se obține fazorii corespunzători sistemului invers dintr-un sistem direct, se parcurg fazorii sistemului direct în sensul pozitiv, trecînd din doi în doi. Sistemul trifazat homopolar este format din trei fazori egali și în fază.

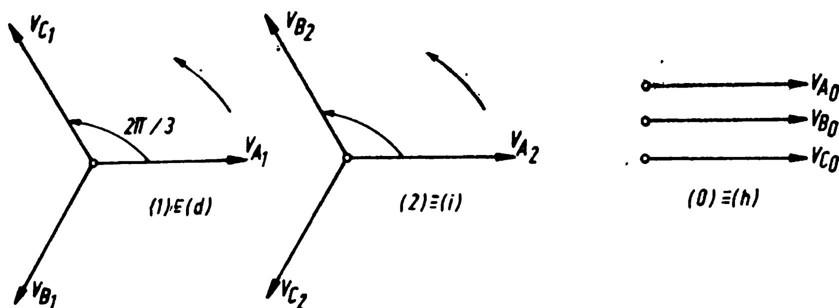


Fig. 8.20. Componentele simetrice ale unui sistem de tensiuni nesimetrice.

Relațiile dintre fazorii sistemelor simetrice se obțin, cu ajutorul operatorului de rotație a, care rotește în sens trigonometric și a cărui expresie complexă este:

$$a = e^{j\frac{2\pi}{3}} = \cos 120° + j \sin 120° = -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2}.$$

În același mod se pot scrie expresiile:

$$a^2 = -\frac{1}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2}\,;\quad a^3 = 1\,;\; a^4 = a^3 \cdot a = -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2} \cdots$$

și suma:

$$1 + a^2 + a = 0$$

Ținînd seama de aceste precizări, dacă se consideră în fiecare sistem fazorii de indice A, ca origine de fază, rezultă:

— pentru sistemul direct:

$$\underline{V}_{A_1} = V_{A_1};\; \underline{V}_{B_1} = a^2\underline{V}_{A_1};\; \underline{V}_{C_1} = a\underline{V}_{A_1};$$

— pentru sistemul invers:

$$\underline{V}_{A_2} = V_{A_2};\; \underline{V}_{B_2} = a\underline{V}_{A_2};\; \underline{V}_{C_2} = a^2\underline{V}_{A_2};$$

— pentru sistemul homopolar:

$$\underline{V}_{A_0} = \underline{V}_{B_0} = \underline{V}_{C_0} = V_{A_0}.$$

Tensiunea reală a fiecărei faze reprezintă suma fazorilor de indici A, B, C ai sistemelor simetrice componente, adică:

$$\underline{V}_A = \underline{V}_{A_0} + \underline{V}_{A_1} + \underline{V}_{A_2};\; \underline{V}_B = \underline{V}_{B_0} + \underline{V}_{B_1} + \underline{V}_{B_2} = \underline{V}_{A_0} + a^2\underline{V}_{A_1} + a\underline{V}_{A_2};$$
$$\underline{V}_C = \underline{V}_{C_0} + \underline{V}_{C_1} + \underline{V}_{C_2} = \underline{V}_{A_0} + a\underline{V}_{A_1} + a^2\underline{V}_{A_2}. \quad (8.56)$$

Pentru simplificarea scrierii se vor menține numai indicii de succesiune, renunțînd la indicele fazei A de referință, astfel că ecuațiile (8.56) se vor utiliza, în continuare, sub forma:

$$\underline{V}_A = \underline{V}_0 + \underline{V}_1 + \underline{V}_2;\; \underline{V}_B = \underline{V}_0 + a^2\underline{V}_1 + a\underline{V}_2;$$
$$\underline{V}_c = \underline{V}_0 + a\underline{V}_1 + a^2\underline{V}_2. \quad (8.57)$$

Dacă se cunoaște sistemul de tensiuni nesimetrice $\underline{V}_A$, $\underline{V}_B$, $\underline{V}_C$, plecînd de la relațiile (8.57) se pot determina componentele simetrice ale tensiunilor respective:

$$\underline{V}_0 = \frac{1}{3}(\underline{V}_A + \underline{V}_B + \underline{V}_C);\; \underline{V}_1 = \frac{1}{3}(\underline{V}_A + a\underline{V}_B + a^2\underline{V}_C);$$

$$\underline{V}_2 = \frac{1}{3}(\underline{V}_A + a^2\underline{V}_B + a\underline{V}_C). \quad (8.58)$$

Ecuațiile (8.57) și (8.58) se exprimă sub formă concentrată prin intermediul unor matrici de conexiuni:

$$\begin{bmatrix} \underline{V}_A \\ \underline{V}_B \\ \underline{V}_C \end{bmatrix} = [S] \cdot \begin{bmatrix} \underline{V}_0 \\ \underline{V}_1 \\ \underline{V}_2 \end{bmatrix} \quad \text{sau} \quad \begin{bmatrix} \underline{V}_0 \\ \underline{V}_1 \\ \underline{V}_2 \end{bmatrix} = [S'] \begin{bmatrix} \underline{V}_A \\ \underline{V}_B \\ \underline{V}_C \end{bmatrix}, \tag{8.59}$$

în care matricile de conexiuni $[S]$ și $[S']$ au valorile

$$[S] = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \quad \text{și} \quad [S'] = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix}. \tag{8.60}$$

Utilizarea metodei componentelor simetrice simplifică în mare măsură analiza proceselor nesimetrice, deoarece în acest caz, componentele simetrice ale curenților sînt legate cu ajutorul legii lui Ohm numai de componentele de tensiune de aceeași succesiune. Cu alte cuvinte, dacă un element oarecare al unui circuit este simetric și prezintă în raport cu curenții de secvență directă $\underline{I}_1$, inversă $\underline{I}_2$ și homopolară $\underline{I}_0$ impedanțele proprii $\underline{Z}_1$, $\underline{Z}_2$ și $\underline{Z}_0$, atunci componentele simetrice ale căderilor de tensiune pe aceste elemente sînt:

$$\Delta \underline{V}_1 = \underline{Z}_1 \underline{I}_1; \; \Delta \underline{V}_2 = \underline{Z}_2 \underline{I}_2; \; \Delta \underline{V}_0 = \underline{Z}_0 \underline{I}_0, \tag{8.61}$$

în care impedanțele $\underline{Z}_1$, $\underline{Z}_2$, $\underline{Z}_0$ vor fi denumite prescurtat impedanțe de succesiune directă, inversă și homopolară, ale căror valori, pentru unul și același element, pot să nu fie egale.

Trebuie menționat de asemenea că în schemele echivalente se introduc numai tensiunile electromotoare de succesiune directă, care sînt cunoscute și nu depind de variația condițiilor exterioare surselor generatoare (tensiunile electromotoare supratranzitorii). Avînd în vedere cele arătate mai înainte, rezultă că pentru orice scurtcircuit nesimetric ecuațiile de bază ale teoremei a doua a lui Kirchhoff, scrise separat pentru fiecare succesiune, vor avea următoarea formă generală:

$$\begin{aligned} \underline{V}_1 &= \underline{E} - \underline{Z}_1 \underline{I}_1; \\ \underline{V}_2 &= 0 - \underline{Z}_2 \underline{I}_2; \\ \underline{V}_0 &= 0 - \underline{Z}_0 \underline{I}_0, \end{aligned} \tag{8.62}$$

în care: $\underline{V}_1$, $\underline{V}_2$, $\underline{V}_0$, $\underline{I}_1$, $\underline{I}_2$, $\underline{I}_0$ reprezintă componentele simetrice ale tensiunilor pe fază și ale curenților la locul de scurtcircuit;

$\underline{E}$ — tensiunea electromotoare rezultantă a surselor generatoare în raport cu locul de scurtcircuit;

$\underline{Z}_1$, $\underline{Z}_2$, $\underline{Z}_0$ — impedanțele echivalente ale schemelor de succesiune corespunzătoare în raport cu locul de scurtcircuit.

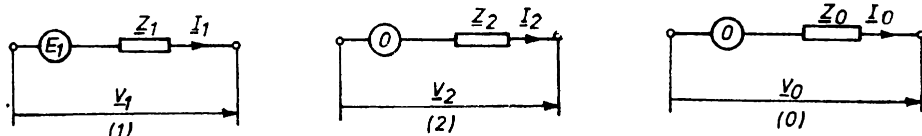


Fig. 8.21. Schemele echivalente ale sistemelor direct *1*, invers 2 și homopolar *0*.

Ecuațiile (8.62) se utilizează pentru fiecare tip de scurtcircuit nesimetric și corespund schemelor echivalente date în figura 8.21, în care reacția curenților de diferite succesiuni este considerată sub forma unor căderi de tensiune, luate cu semn schimbat, în impedanțele corespunzătoare. Ele conțin șase necunoscute și anume trei componente de curent și trei componente de tensiune. Pentru determinarea lor, mai sînt deci necesare încă trei ecuații, care se obțin ușor din condițiile la limită scrise pentru fiecare tip de scurtcircuit nesimetric. Necunoscutele problemelor vor fi notate la exponent cu cîte o cifră, după cum urmează:

(1) — pentru scurtcircuitul monofazat, (2) — pentru bifazat și (1.1.) — pentru bifazat cu punere la pămînt.

8.2.2. SCURTCIRCUITUL MONOFAZAT

Scurtcircuitul monofazat apare în rețelele al căror neutru este legat direct la pămînt, fiind determinat de legătura accidentală cu o rezistență foarte mică, între o fază și pămînt. Pentru simplificare se va considera că legătura la pămînt are o rezistență practic egală cu zero, așa cum se arată în figura 8.22, *a*.

Pentru determinarea curentului de scurtcircuit monofazat și a tensiunilor pe fazele sănătoase, se vor scrie condițiile la limită în locul de scurtcircuit, care sînt:

$$\underline{I}_B^{(1)} = \underline{I}_C^{(1)} = 0 \text{ și } \underline{V}_A^{(1)} = 0. \qquad (8.63)$$

Ținînd seama și de relațiile generale (8.62), valabile pentru orice tip de defect, se obține un sistem de șase ecuații, care permit determinarea tuturor componentelor simetrice. Astfel, din primele două egalități (8.63) rezultă imediat legătura dintre componentele simetrice ale curenților:

$$\underline{I}_0 = \underline{I}_1 = \underline{I}_2. \qquad (8.64)$$

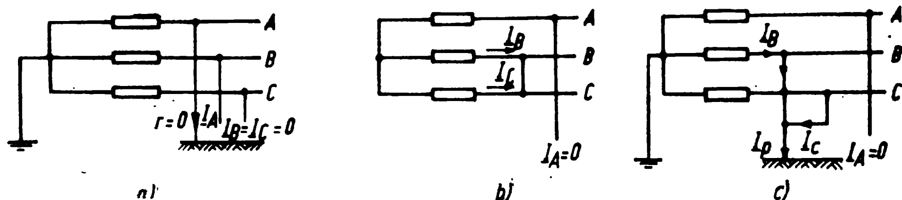


Fig. 8.22. Schemele inițiale de principiu ale scurtcircuitelor nesimetrice:
a — monofazat; *b* — bifazat; *c* — bifazat cu punere la pămînt.

Pentru faza legată la pămînt, în conformitate cu ultima condiție din (8.63), se poate scrie:

$$\underline{V}_0 + \underline{V}_1 + \underline{V}_2 = \underline{E} - (\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 + \underline{Z}_0)\underline{I}_1 = 0, \quad (8.65)$$

în care s-a ținut seama de ecuațiile generale (8.62) și (8.64).

Din această ultimă relație rezultă:

$$\underline{I}_1 = \underline{I}_2 = \underline{I}_0 = \frac{\underline{E}}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 + \underline{Z}_0} \quad (8.66)$$

și

$$\underline{I}_A^{(1)} = \frac{3\underline{E}}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 + \underline{Z}_0}. \quad (8.67)$$

Componentele simetrice de tensiune la locul de scurtcircuit (8.62), exprimate în funcție de componenta directă de curent sînt:

$$\underline{V}_1 = \underline{E} - \underline{Z}_1\underline{I}_1 = \underline{I}_1(\underline{Z}_2 + \underline{Z}_0);$$
$$\underline{V}_2 = -\underline{Z}_2\underline{I}_2; \ \underline{V}_0 = -\underline{Z}_0\underline{I}_1, \quad (8.68)$$

care permit determinarea tensiunilor pe fazele sănătoase:

$$\underline{V}_B^{(1)} = \underline{V}_0 + a^2\underline{V}_1 + a\underline{V}_2 = \underline{I}_1[(a^2 - a)\underline{Z}_2 + (a^2 - 1)\underline{Z}_0]; \quad (8.69)$$
$$\underline{V}_C^{(1)} = \underline{V}_0 + a\underline{V}_1 + a^2\underline{V}_2 = \underline{I}_1[(a - a^2)\underline{Z}_2 + (a - 1)\underline{Z}_0].$$

Cele două ecuații obținute pot fi reprezentate grafic fără dificultate, obținîndu-se atît modulul (valoarea efectivă) tensiunilor pe fazele sănătoase, cît și defazajul dintre ele. Totuși, avînd în vedere că dintre cele două componente, reală și imaginară, ale impedanțelor complexe $\underline{Z}_1$, $\underline{Z}_2$ și $\underline{Z}_0$ componentele imaginare, respectiv reactanțele, au ponderea cea mai mare ca valoare *, se aplică calculul analitic și se obține:

$$\underline{V}_B^{(1)} = \underline{V}_C^{(1)} = \underline{I}_1\sqrt{3}\sqrt{X_0^2 + X_2^2 + X_0X_2};$$
$$\text{tg}\ \varphi_B = -\text{tg}\ \varphi_C = \frac{2X_2 + X_0}{\sqrt{3}\ X_0}. \quad (8.70)$$

Se observă că atît valoarea efectivă a tensiunilor, cît și defazajul dintre acestea, depind de raportul dintre reactanța de secvență inversă și cea de secvență homopolară.

Dacă $X_0 \to \infty$, ceea ce corespunde unei puneri simple la pămînt într-o rețea electrică cu neutru izolat, atunci:

$$\underline{V}_B^{(1)} = \underline{V}_C^{(1)} = \sqrt{3}\ \underline{E};$$
$$\text{tg}\ \varphi_B = -\text{tg}\ \varphi_C = \frac{1}{\sqrt{3}} \text{ și } \theta_u = \varphi_B - \varphi_C = 60°,$$

adică fazele sănătoase se supratensionează cu $\sqrt{3}$, iar unghiul de defazaj dintre acestea este 60°.

* Eroarea care se introduce este neglijabilă și în același timp acoperitoare, deoarece reactanțele fiind mai mici în modul decît impedanțele, curenții de scurtcircuit care se obțin vor fi ceva mai mari decît cei reali.

Dacă $X_0 = X_2$:

$$\underline{V}_B^{(1)} = \underline{V}_C^{(1)} = \underline{E}^*;$$

$$\text{tg } \varphi_B = -\text{tg } \varphi_C = \sqrt{3}$$

și

$$\theta_u = \varphi_B - \varphi_C = 120°,$$

adică tensiunile fazelor rămîn neschimbate atît ca modul cît și ca defazaj.

Dacă $X_0 \Rightarrow 0$, ceea ce corespunde numai unei situații teoretice, atunci considerînd $X_1 = X_2$, se constată:

$$\underline{V}_B^{(1)} = \underline{V}_C^{(1)} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \underline{E};$$

$$\text{tg } \varphi_B = -\text{tg } \varphi_C = \infty \text{ și } \theta_u = \varphi_B - \varphi_C = 180°,$$

adică tensiunile fazelor sănătoase sînt în opoziție și egale fiecare cu 0,865 E.

Determinarea curentului de scurtcircuit monofazat se face în scopul alegerii și reglării protecției homopolare a rețelelor, al dimensionării instalației de legare la pămînt din instalațiile electrice sau pentru studiul influenței liniilor de energie asupra liniilor de telecomunicație din apropiere. În anumite cazuri, curentul de scurtcircuit monofazat este utilizat și pentru dimensionarea instalațiilor electrice, în funcție de modul de tratare al neutrului rețelelor.

8.2.3. SCURTCIRCUITUL BIFAZAT

Acest tip de defect este determinat de legătura accidentală dintre două faze, ca în figura 8.22, *b*, fără atingere cu pămîntul, cu o rezistență foarte mică, care pentru simplificare va fi considerată zero. Mărimile necunoscute ale problemei sînt curenții din fazele avariate și tensiunea fazei sănătoase, care vor fi determinate în funcție de componentele simetrice. În acest scop, se scriu condițiile la limită ale problemei, care se adaugă ecuațiilor generale (8.62):

$$\underline{I}_A^{(2)} = 0;\ \underline{I}_B^{(2)} = -\underline{I}_C^{(2)} \text{ și } \underline{V}_B^{(2)} - \underline{V}_C^{(2)} = 0. \tag{8.71}$$

Deoarece sistemul curenților este echilibrat, $\underline{I}_0 = 0$. În consecință, prima condiție la limită permite să se determine:

$$\underline{I}_1 = -\underline{I}_2. \tag{8.72}$$

De asemenea, folosind ultima condiție la limită și relațiile generale (8.62) se obține:

$$\underline{V}_1 = \underline{V}_2 \text{ sau } \underline{E} - \underline{Z}_1\underline{I}_1 = -\underline{Z}_2\underline{I}_2 = \underline{Z}_2\underline{I}_1, \tag{8.73}$$

---

* S-a considerat că și $X_1 = X_2$

din care se determină intensitatea curentului de secvență directă sau inversă:

$$\underline{I}_1 = \frac{\underline{E}}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2}. \tag{8.74}$$

Această ultimă relație permite să se obțină toate celelalte componente simetrice, precum și curenții de scurtcircuit și tensiunea fazei sănătoase, după cum urmează:

$$\begin{aligned} \underline{V}_1 &= \underline{Z}_2\underline{I}_1 = -\underline{Z}_2\underline{I}_2 = \underline{V}_2; \\ \underline{V}_A^{(2)} &= \underline{V}_1 + \underline{V}_2 = 2\underline{V}_1 = 2\underline{Z}_2\underline{I}_1; \\ \underline{V}_B^{(2)} = \underline{V}_C^{(2)} &= (\mathrm{a}^2 + \mathrm{a})\underline{V}_1 = -\underline{V}_1 = -\frac{\underline{V}_A^{(2)}}{2} = -\underline{Z}_2\underline{I}_1; \\ \underline{I}_B^{(2)} &= (\mathrm{a}^2 - \mathrm{a})\underline{I}_1 = -\mathrm{j}\sqrt{3}\,\underline{I}_1 = -\mathrm{j}\sqrt{3}\frac{\underline{E}}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2}; \\ \underline{I}_C^{(2)} &= (\mathrm{a} - \mathrm{a}^2)\underline{I}_1 = \mathrm{j}\sqrt{3}\underline{I}_1 = \mathrm{j}\sqrt{3}\frac{\underline{E}}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2}. \end{aligned} \tag{8.75}$$

Determinarea curentului de scurtcircuit bifazat se face în scopul reglării protecției prin relee și în unele cazuri, pentru verificarea stabilității dinamice a sistemului energetic.

8.2.4. SCURTCIRCUITUL BIFAZAT CU PUNERE LA PĂMÎNT

Dacă legătura dintre fazele B și C studiată la paragraful 8.2.3 este pusă și la pămînt, ca în figura 8.22, c, atunci rețeaua este afectată de un scurtcircuit bifazat cu punere la pămînt.

Condițiile la limită în locul de defect, pentru acest caz, care se adaugă ecuațiilor generale (8.62) sînt:

$$\underline{I}_A^{(1.1)} = 0;\ \underline{V}_B^{(1.1)} = \underline{V}_C^{(1.1)} = 0. \tag{8.76}$$

Folosind ultimele două condiții (8.76) se obține că:

$$\underline{V}_0 = \underline{V}_1 = \underline{V}_2. \tag{8.77}$$

Pe de altă parte, scriind prima condiție din (8.76) prin componente simetrice, exprimate conform ecuațiilor generale (8.62) și ținînd seama și de relația (8.77), rezultă:

$$\frac{\underline{E}}{\underline{Z}_1} - \underline{V}_1\left[\frac{1}{\underline{Z}_1} + \frac{1}{\underline{Z}_2} + \frac{1}{\underline{Z}_0}\right] = 0,$$

din care reiese:

$$\underline{V}_1 = \underline{E}\frac{\underline{Z}_2 \cdot \underline{Z}_0}{\underline{Z}_1(\underline{Z}_2 + \underline{Z}_0) + \underline{Z}_2\underline{Z}_0} = \underline{E}\frac{\dfrac{\underline{Z}_2\underline{Z}_0}{\underline{Z}_2 + \underline{Z}_0}}{\underline{Z}_1 + \dfrac{\underline{Z}_2 \cdot \underline{Z}_0}{\underline{Z}_2 + \underline{Z}_0}} = \underline{E}\frac{\underline{Z}_2 \| \underline{Z}_0}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 \| \underline{Z}_0}. \tag{8.78}$$

Componenta de secvență directă a curentului se obține cu ajutorul primei ecuații generale din (8.62):

$$\underline{I}_1 = \frac{\underline{E} - \underline{E}\dfrac{\underline{Z}_2 \| \underline{Z}_0}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 \| \underline{Z}_0}}{\underline{Z}_1} = \frac{\underline{E}}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 \| \underline{Z}_0}. \tag{8.79}$$

Folosind această ultimă relație și celelalte două ecuații generale din (8.62) se poate scrie că:

$$\underline{V}_1 = (\underline{Z}_2 \| \underline{Z}_0)\underline{I}_1;\ \underline{I}_2 = -\frac{\underline{Z}_0}{\underline{Z}_2 + \underline{Z}_0}\underline{I}_1;\ \underline{I}_0 = -\frac{\underline{Z}_2}{\underline{Z}_2 + \underline{Z}_0}\underline{I}_1. \tag{8.80}$$

Curenții de scurtcircuit din fazele avariate și tensiunea fazei sănătoase, în locul de defect, au valorile:

$$\underline{I}_B^{(1.1)} = \left[a^2 - \frac{a\underline{Z}_0 + \underline{Z}_2}{\underline{Z}_0 + \underline{Z}_2}\right]\underline{I}_1;\ \underline{I}_C^{(1.1)} = \left[a - \frac{a^2\underline{Z}_0 + \underline{Z}_2}{\underline{Z}_0 + \underline{Z}_2}\right]\underline{I}_1;$$

$$\underline{V}_A = 3\underline{V}_1 = 3(\underline{Z}_2 \| \underline{Z}_0)\underline{I}_1. \tag{8.81}$$

Relațiile obținute pot fi reprezentate grafic fără dificultate în funcție de componenta de curent $\underline{I}_1$, obținîndu-se atît modulul, cît și defazajul curenților. Este mai comod însă aplicarea calculului analitic, neglijînd rezistențele și identificînd impedanțele prin reactanțele echivalente inductive raportate la locul de scurtcircuit.

Deoarece cele două expresii ale curenților din (8.81) au modulele egale, se poate scrie că:

$$\underline{I}_B^{(1.1)} = \left| a^2 - \frac{aX_0 + X_2}{X_0 + X_2} \right| \underline{I}_1 = \underline{I}_C^{(1.1)} =$$

$$= \left| a - \frac{a^2X_0 + X_2}{X_0 + X_2} \right| \underline{I}_1 = \sqrt{3}\sqrt{1 - \frac{X_0X_2}{(X_0 + X_2)^2}}\,\underline{I}_1$$

și

$$\text{tg}\ \varphi_B = -\text{tg}\ \varphi_C = \frac{2\ X_0 + X_2}{\sqrt{3}\ X_2}.$$

Din aceste ultime relații se constată că atît valorile efective ale curenților de scurtcircuit, cît și defazajul dintre aceștia, depind de raportul $\frac{X_2}{X_0}$. Procedînd analog cazului studiat la paragraful 8.2.2, se poate scrie sub formă generală, că:

$$\underline{I}_B^{(1.1)} = \underline{I}_C^{(1.1)} = m^{(1\cdot1)}\underline{I}_1, \tag{8.82}$$

în care:

$$1{,}5 \leqslant m^{(11)} = \sqrt{3\left(1 - \frac{X_0X_2}{(X_0 + X_2)^2}\right)} \leqslant \sqrt{3},$$

iar defazajul:

$$60° \leqslant \theta_u = \varphi_B - \varphi_C \leqslant 180°,$$

după cum $\frac{X_2}{X_0} \Rightarrow \infty$ sau $\frac{X_2}{X_0} \Rightarrow 0$.

Determinarea curenţilor de scurtcircuit bifazat cu punere la pămînt se face pentru alegerea şi reglarea protecţiei prin relee, verificarea prizelor de pămînt în directă legătură şi cu intensitatea curentului de scurtcircuit monofazat, verificarea influenţei liniilor de energie asupra liniilor de telecomunicaţii, precum şi verificarea stabilităţii dinamice a sistemelor electrice. Este de menţionat, că în unele situaţii, cînd curenţii de scurtcircuit bifazat cu punere la pămînt în anumite puncte de defect depăşesc curenţii de scurtcircuit trifazat, ei servesc şi pentru alegerea şi verificările necesare aparatelor de comutaţie.

Observaţii. Rezultatele obţinute la paragrafele 8.2.2, 8.2.3 şi 8.2.4 sînt sintetizate în tabela 8.2 şi permit să se tragă anumite concluzii importante privind calculul curenţilor de scurtcircuit nesimetrici.

Tabela 8.2

Componentele simetrice de curent şi de tensiune la locul scurtcircuitelor nesimetrice

Componente simetrice	Notaţii	Tipurile scurtcircuitelor nesimetrice		
		Monofazate (fig. 8.22, *a*)	Bifazate (fig. 8.22, *b*)	Bifazate cu punere la pămînt (fig. 8.22, *c*)
Curentul de succesiune directă	$\underline{I}_1$	$\frac{\underline{E}}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 + \underline{Z}_0}$	$\frac{\underline{E}}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2}$	$\frac{\underline{E}}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 \parallel \underline{Z}_0}$
Curentul de succesiune inversă	$\underline{I}_2$	$\underline{I}_1$	$-\underline{I}_1$	$-\frac{\underline{Z}_0}{\underline{Z}_0 + \underline{Z}_2}\underline{I}_1$
Curentul de succesiune homopolară	$\underline{I}_0$	$\underline{I}_1$	0	$-\frac{\underline{Z}_2}{\underline{Z}_0 + \underline{Z}_2}\underline{I}_1$
Tensiunea de succesiune directă	$\underline{V}_1$	$(\underline{Z}_2 + \underline{Z}_0)\,\underline{I}_1$	$\underline{Z}_2\underline{I}_1$	$(\underline{Z}_2 \parallel \underline{Z}_0)\,\underline{I}_1$
Tensiunea de succesiune inversă	$\underline{V}_2$	$-\underline{Z}_2\,\underline{I}_1$	$\underline{Z}_2\underline{I}_1$	$(\underline{Z}_2 \parallel \underline{Z}_0)\,\underline{I}_1$
Tensiunea de succesiune homopolară	$\underline{V}_0$	$-\underline{Z}_0\,\underline{I}_1$	Valoarea anterioară introducerii defectului	$(\underline{Z}_0 \parallel \underline{Z}_2)\,\underline{I}_1$

a. Curentul de secvență directă, în funcție de care se pot exprima toate celelalte componente simetrice de curent și de tensiune, se poate pune sub forma generală:

$$\underline{I}_1^{(n)} = \frac{\underline{E}}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_e^{(n)}}, \tag{8.83}$$

în care $\underline{Z}_e^{(n)}$ reprezintă o impedanță suplimentară conectată în serie cu impedanța $\underline{Z}_1$, a cărei valoare, pentru fiecare tip de scurtcircuit (n), este dată în tabela 8.3.

Valorile impedanței echivalente $\underline{Z}_e^{(n)}$ și ale coeficientului $m^{(n)}$.

Tabela 8.3

Tipul de scurtcircuit	Indicele (n)	Impedanța echivalentă suplimentară $\underline{Z}_e^{(n)}$	Coeficientul de amplificare a curentului de secvență directă $m^{(n)}$
monofazat	(1)	$\underline{Z}_0 + \underline{Z}_2$	3
bifazat	(2)	$\underline{Z}_2$	$\sqrt{3}$
bifazat cu punere la pămînt	(1.1)	$\underline{Z}_0 \parallel \underline{Z}_2$	$\left\lvert a^2 - \frac{a\underline{Z}_0 + \underline{Z}_2}{\underline{Z}_2 + \underline{Z}_0} \right\rvert$
Idem, cu rezistența rețelei egală cu zero	(1.1)	$X_0 \parallel X_2$	$\sqrt{3\left(1 - \frac{X_2 X_0}{(X_0 + X_2)}\right)}$
trifazat	(3)	0	1

Relația (8.83) permite să se formuleze următoarea regulă generală *: *Curentul de succesiune directă pentru oricare tip de scurtcircuit nesimetric poate fi determinat ca un curent la un scurtcircuit trifazat într-un punct îndepărtat electric față de punctul de scurtcircuit, printr-o impedanță suplimentară echivalentă* $\underline{Z}_e^{(n)}$, *care nu depinde de parametrii schemei echivalente pentru succesiunea directă și care se determină pentru fiecare tip de scurtcircuit cu ajutorul impedanțelor echivalente de succesiune inversă și homopolară în raport cu punctul considerat în schemă.*

Această regulă, care poartă numele de *regula de succesiune directă* este valabilă numai pentru fundamentala curentului de scurtcircuit nesimetric.

b. Tensiunea de secvență directă la locul de scurtcircuit se poate exprima prin produsul dintre impedanța $\underline{Z}_e^{(n)}$ și curentul $\underline{I}_1^{(n)}$, adică:

$$\underline{V}_1^{(n)} = \underline{Z}_e^{(n)} \underline{I}_1^{(n)}. \tag{8.84}$$

* Regula aceasta a fost enunțată de N. N. Scedrin „Probleme privind calculul curenților de scurtcircuit" (Gosenergoizdat — 1955).

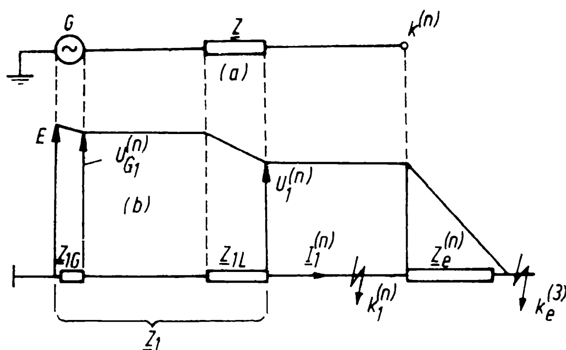


Fig. 8.23. Variația tensiunii de secvență directă în cazul: *a* — scurtcircuitului nesimetric; *b* — scurtcircuitului trifazat echivalent.

În figura 8.23 este dată semnificația fizică a scurtcircuitului trifazat echivalent, pentru care pot fi determinați curentul și tensiunea de succesiune directă la locul de scurtcircuit. Din figură, în care se trasează variația tensiunii de la generator pînă la locul de scurtcircuit trifazat echivalent, se pot deduce relațiile (8.83) și (8.84).

Identitatea dintre curentul de succesiune directă la un scurtcircuit nesimetric și cel de scurtcircuit trifazat echivalent, arată că toate expresiile obținute anterior pentru curentul de scurtcircuit trifazat și metodele de calcul ale acestuia, pot fi extinse pentru cazurile de scurtcircuit nesimetric.

c. Curenții de scurtcircuit pe fază la locul de defect sînt de asemenea proporționali cu curentul de secvență directă. Modulul lor la locul unde s-a produs defectul nesimetric poate fi scris sub forma generală:

$$I_k^{(n)} = m^{(n)} I_1^{(n)}, \tag{8.85}$$

unde $m^{(n)}$ este un coeficient ale cărui valori, în funcție de tipul de scurtcircuit nesimetric, sînt indicate în tabela 8.2.

d. Dacă se compară valorile impedanțelor suplimentare echivalente din tabela 8.2, rezultă că:

$$Z_e^{(1)} > Z_e^{(2)} > Z_e^{(1.1)} > Z_e^{(3)} = 0. \tag{8.86}$$

În consecință, conform regulii schemei echivalente de succesiune directă, intensitățile curenților de succesiune directă și tensiunile de succesiune directă la locul de scurtcircuit, pentru diferite tipuri de scurtcircuite nesimetrice, se află în următoarele raporturi:

$$I^{(1)} < I^{(2)} < I^{(1.1)} < I^{(3)} \tag{8.87}$$

și

$$V_1^{(1)} > V_1^{(2)} > V_1^{(1.1)} > V_1^{(3)} = 0.$$

Pe baza relațiilor (8.83) și (8.85) se poate stabili și variația curenților de scurtcircuit nesimetric în comparație cu cea a curenților de scurtcircuit trifazat în același punct al sistemului.

e. Relațiile dintre componentele simetrice ale tensiunilor sau curenților la locul de scurtcircuit, permit ca schemele echivalente de diferite succesiuni, directă, inversă și homopolară, să fie conectate între ele și să alcătuiască în felul acesta, o schemă echivalentă pentru fiecare tip de defect

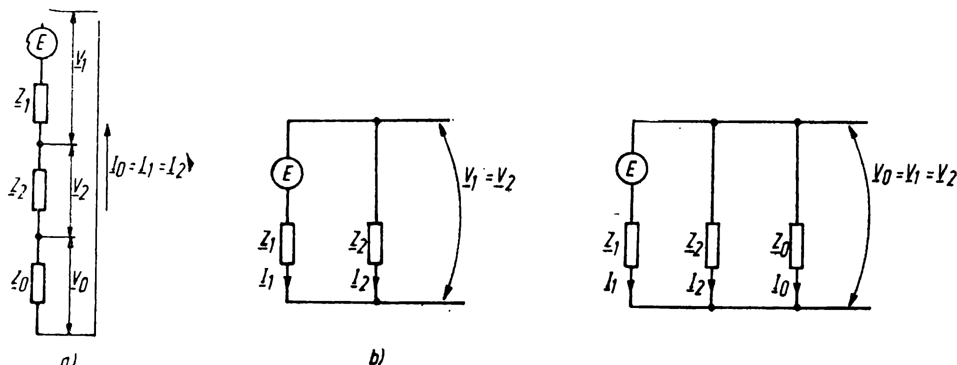


Fig. 8.24. Conectarea schemelor de succesiune directă, inversă și homopolară în cazul scurtcircuitelor nesimetrice.

a — scurtcircuit monofazat; *b* — scurtcircuit bifazat; *c* — scurtcircuit bifazat cu punere la pămînt.

nesimetric. Aceste scheme date în figura 8.24 corespund fazei speciale de referință și respectă atît relațiile dintre componentele simetrice de tensiune, cît și cele dintre componentele simetrice de curent date în tabela 8.2. De exemplu, pentru scurtcircuitul monofazat se respectă relația $\underline{I}_0 = \underline{I}_1 = \underline{I}_2$, pentru scurtcircuitul bifazat $\underline{V}_1 = \underline{V}_2$; $(\underline{I}_1 = -\underline{I}_2)$, iar pentru cel bifazat cu punere la pămînt $\underline{V}_1 = \underline{V}_2 = \underline{V}_0$ (și relațiile corespunzătoare pentru curenți).

8.2.5. PUNEREA SIMPLĂ LA PĂMÎNT

Acest tip de defect este determinat de o legătură la pămînt a unei faze într-o rețea cu neutrul izolat. Pentru simplificare se va considera că legătura la pămînt este realizată printr-o rezistență practic egală cu zero (punere la pămînt metalică).

Fie linia electrică conectată la o sursă de curent alternativ, în care, la capătul de intrare al uneia din faze, are loc o punere la pămînt ca în figura 8.25, *a*. Capacitățile uniform distribuite ale liniei față de pămînt se presupun concentrate * și se conectează la capătul de ieșire al acesteia.

La apariția defectului, deoarece neutrul rețelei este izolat, calea de închidere a curentului se realizează prin capacitățile fazelor sănătoase și pămînt, așa cum se indică prin săgeți în figura 8.25, *a*. Capacitatea fazei pusă la pămînt este scurtcircuitată, iar curenții în stînga și în dreapta locului de defect sînt reprezentați în diagrama fazorială respectivă. În dreapta, curentul de defect este nul, iar în stînga curentul de defect este dat de suma celor doi curenți limitați de capacitatea fazelor sănătoase și defazați între ei cu 60°, luată cu semn schimbat. Diagrama tensiunilor în locul de defect, este arătată în figura 8.25, *b*, din care se observă că fazele sănătoase se supratensionează, în regim permanent de funcționare, cu $\sqrt{3}$.

* Pentru simplificare se neglijează capacitățile dintre faze, a căror influență asupra curentului de punere la pămînt este foarte redusă.

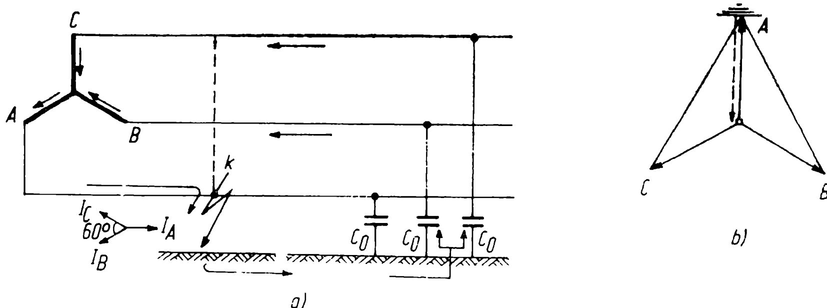


Fig. 8.25. Punerea simplă la pămînt:
a — schema inițială a rețelei și diagramele curenților; *b* — diagrama tensiunilor în locul de defect.

Condițiile la limită pentru punerea simplă la pămînt sînt aceleași ca și la un scurtcircuit monofazat. În consecință, toate expresiile obținute la paragraful 8.2.2 rămîn valabile și în cazul punerii la pămînt. Se menționează însă, că în acest ultim caz, trebuie să se țină seama mai ales de reactanțele capacitive ale elementelor sistemului electric, a căror valoare este incomparabil mai mare decît cea a impedanțelor acestora. Acest fapt permite ca la determinarea curentului de punere la pămînt să se neglijeze impedanțele și să se considere că valoarea curentului nu depinde practic de locul de punere la pămînt în rețeaua electrică dată. Intensitatea curentului de defect fiind redusă, se poate aproxima că tensiunea sursei se menține constantă, adică se neglijează căderea de tensiune. În aceste condiții, aplicînd relațiile (8.66) și (8.67) rezultă:

$$\underline{I}_p = 3\,\frac{V_{med}}{-\,\mathrm{j}X_{C0}} = 3\mathrm{j}\,\frac{V_{med}}{X_{C0}}, \tag{8.88}$$

în care: V_{med} reprezintă tensiunea medie pe fază a treptei în care are loc defectul;

X_{C0} — reactanța capacitivă echivalentă de succesiune homopolară a tuturor elementelor legate galvanic cu punctul de punere la pămînt.

În același mod se pot determina și componentele simetrice de tensiuni, aplicînd relațiile (8.68), precum și tensiunile fazelor sănătoase. Se obține:

$$\underline{V}_1 = \underline{V}_{med};\ \underline{V}_2 = 0;\ \underline{V}_0 = -\,\underline{V}_{med}$$

și

$$\underline{V}_B = \underline{V}_0 + \mathrm{a}^2\underline{V}_1 = (\mathrm{a}^2 - 1)\underline{V}_{med};\ \underline{V}_C = \underline{V}_0 + \mathrm{a}\underline{V}_1 = (\mathrm{a} - 1)\,\underline{V}_{med}. \tag{8.89}$$

Se constată ușor că valorile efective ale tensiunilor fazelor sănătoase sînt egale între ele și egale cu tensiunea compusă, iar defazajul dintre ele este de 60°, fapt ilustrat în figura 8.25, *b*.

Conform relației (8.88) intensitatea maximă a curentului de punere la pămînt nu depășește de trei ori curentul capacitiv la pămînt al unei faze în condițiile normale de funcționare.

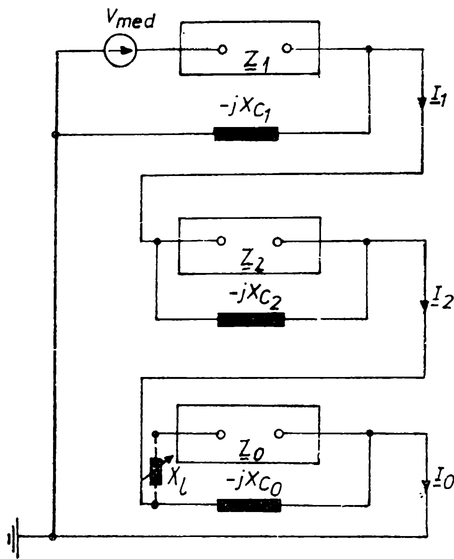


Fig. 8.26. Schema echivalentă a rețelei în cazul unei puneri simple la pămînt.

În mod analog schemei complexe a unui scurtcircuit monofazat, reprezentată în figura 8.24, *a*, se poate alcătui și în acest caz o schemă echivalentă complexă. Întocmirea ei impune ca în schema de succesiune homopolară să se izoleze toate punctele neutre și în schemele fiecărei succesiuni să se introducă reactanțele capacitive corespunzătoare. În figura 8.26 se arată această schemă, luînd ca bază schema echivalentă din figura 8.24, *a* și schema inițială din figura 8.25.

Din această schemă rezultă că pentru limitarea curentului de punere la pămînt este indicată legarea la pămînt a neutrului rețelei printr-o bobină de reactanță, așa cum s-a indicat prin linie întreruptă. Pentru anularea curentului, inductanța bobinei trebuie să fie aleasă astfel încît să se asigure rezonanța circuitului de succesiune homopolară. Dacă impedanțele de diferite succesiuni se identifică cu reactanțele, atunci condiția de rezonanță este dată de relația:

$$(3X_L + X_0) = \frac{1}{C_0\omega} \text{ sau } (3X_L + X_0)C_0\omega = 1. \qquad (8.90)$$

În general însă $X_0 \ll X_L$ astfel încît relația (8.90) se poate pune sub forma aproximativă:

$$X_L \approx \frac{X_{C0}}{3} \text{ sau } 3\, X_L C_0\omega \approx 1. \qquad (8.91)$$

Aceste bobine se numesc *bobine de stingere a arcului electric* și rolul lor va fi descris amănunțit în subcapitolul 8.4.

8.3. CALCULUL CURENȚILOR DE SCURTCIRCUIT

Într-o rețea electrică, predeterminarea curenților de scurtcircuit este necesară în scopul verificării aparatelor de comutație și de măsură din instalațiile de distribuție, alese pe baza tensiunilor și a curenților nominali, la anumite eforturi mecanice și termice. De asemenea, trebuie verificate acești curenți și secțiunile barelor colectoare, a conductoarelor etc.

În cazul unei rețele alimentată de la o singură sursă generatoare, calculul curenților de scurtcircuit, se poate face cu exactitate cu ajutorul relațiilor obținute în subcapitolul 8.1. Pentru o rețea cu mai multe surse generatoare însă, un asemenea calcul se complică foarte mult, deoarece ar trebui să se țină seama și de interdependența dintre variațiile curenților liberi din generatoare sau dintre creșterile curenților de excitație, ca urmare a forțării excitației, cînd mașinile sînt echipate cu regulatoare automate de tensiune. În același timp, orice scurtcircuit produce pendulații ale rotoarelor mașinilor în paralel, fapt care conduce de asemenea, la variații ale curenților de scurtcircuit. În același mod se poate pune problema și la determinarea curenților de scurtcircuit nesimetrici.

Dificultățile calculului cresc și datorită nesimetriei mașinilor după cele două axe magnetice ale rotoarelor.

Considerarea tuturor acestor factori, în perioada tranzitorie a scurtcircuitului, conduce la calcule foarte laborioase, rezultate din rezolvarea unor ecuații de grad superior, grad care poate crește cu numărul mașinilor generatoare. Folosirea practică a unei astfel de metode exacte de calcul este însă foarte limitată și ea ar putea fi considerată, cel mult, ca etalon în aprecierea rezultatelor obținute prin alte metode aproximative.

În cele ce urmează, în calculul curenților de scurtcircuit se va face abstracție de fenomenul tranzitoriu care urmează apariției defectului și care pune în joc frecvențe proprii ale rețelei. De asemenea, se va face abstracție și de componenta aperiodică a curentului, a cărei intensitate depinde de momentul la care are loc scurtcircuitul. De valoarea acesteia se ține seama numai în aprecierea curentului de șoc la scurtcircuit. Determinările vor fi deci limitate numai la componenta alternativă de frecvență fundamentală a curentului de scurtcircuit și la variația acesteia în timp. Pentru calcule se fac următoarele precizări.

a. Legea de variație a componentei aperiodice a curentului de scurtcircuit trifazat stabilită în cazul unui generator va fi utilizată și pentru aprecierea aproximativă a acestei componente într-un sistem cu mai multe surse generatoare.

b. Generatoarele electrice se vor considera simetrice din punct de vedere magnetic, adică parametrii acestora sînt aceeași, indiferent de poziția rotoarelor. O astfel de ipoteză permite să se utilizeze pentru calcule o tensiune electromotoare unică și o reactanță unică. În același timp, se elimină de la început orice influență a armonicii de curent de ordinul al doilea, provocată de componenta aperiodică a curentului de scurtcircuit în cazul mașinilor cu rotoare nesimetrice.

c. Sursele generatoare se consideră ca fiind nesaturate din punct de vedere magnetic, fapt care permite liniarizarea schemelor echivalente și

folosirea teoremei suprapunerii în aprecierea curenților de scurtcircuit, determinați de mai multe sisteme sau surse generatoare de tipuri diferite.

d. La întocmirea schemelor echivalente se face abstracție de constantele transversale ale elementelor componente ale rețelei — transformatoare, linii — considerîndu-se că curenții care se derivă prin aceste admitanțe influențează puțin asupra valorilor curenților de scurtcircuit.

e. Rezistențele active ale elementelor rețelei se pot neglija dacă valoarea totală a acestora este mai mică decît o treime din reactanța echivalentă a schemei. Această condiție este practic acceptabilă pentru toate elementele rețelei de înaltă tensiune. Pentru rețelele de joasă tensiune sau pentru rețelele de cabluri de medie și de înaltă tensiune, condiția aceasta nu se mai respectă și, ca urmare, se va ține seama în calcule și de rezistență.

Trebuie menționat că rezistențele se neglijează numai la determinarea valorilor inițiale sau ale valorilor de regim permanent a curenților de scurtcircuit, însă ele vor fi introduse dacă este necesară determinarea unor constante de timp ale curenților aperiodici, liberi.

8.3.1. SISTEMUL UNITĂȚILOR RELATIVE

Determinarea curenților de scurtcircuit se poate face direct în unități absolute, folosind scheme echivalente corespunzătoare fiecărui tip de defect, în care elementele rețelei — generatoare, transformatoare, linii, bobine de reactanță — se introduc prin impedanțele lor exprimate în ohmi, raportate la tensiunea locului de scurtcircuit. Uneori însă, pentru simplificarea unor considerații teoretice și pentru generalizarea rezultatelor, diferitele mărimi fizice se reprezintă nu în unități absolute, ci în unități relative, fără dimensiuni. O asemenea reprezentare conferă rezultatelor un caracter mai intuitiv.

Prin *valoarea relativă a unei mărimi fizice oarecare* se înțelege *raportul acesteia față de valoarea unei alte mărimi fizice de aceeași natură, aleasă ca unitate de măsură*. Ca urmare, pentru exprimarea diferitelor mărimi în unități relative, trebuie alese în prealabil acele mărimi care se vor considera ca unități de măsură sau altfel spus, trebuie stabilite *unitățile de bază* la care se vor raporta toate celelalte mărimi.

În calculul curenților de scurtcircuit și, în general, în calculele electrice se operează cu curenți, tensiuni, puteri și impedanțe. În consecință, pentru toate aceste mărimi se pot alege unitățile de bază corespunzătoare și se obțin următoarele relații:

$$E_b^* = \frac{E}{U_b}; \quad U_b^* = \frac{U}{U_b}; \quad I_b^* = \frac{I}{I_b}; \quad S_b^* = \frac{S}{S_b}, \quad Z_b^* = \frac{Z}{Z_b}, \qquad (8.92)$$

în care asteriscul arată că mărimea este exprimată în unități relative, iar indicele b — că ea este raportată la mărimile de bază.

Din cele patru mărimi de bază numai două sînt independente și pot fi alese arbitrar, celelalte două obținîndu-se din următoarele relații de legătură:

$$S_b = \sqrt{3}\ U_b I_b \text{ și } Z_b = \frac{U_b}{\sqrt{3} I_b} = \frac{U_b^2}{S_b}. \qquad (8.93)$$

Impedanţa relativă raportată la mărimea de bază se poate exprima formal prin relaţia:

$$Z_b^* = \frac{Z}{Z_b} = \frac{\sqrt{3}\cdot ZI_b}{U_b}, \tag{8.94}$$

care arată că ea este numeric egală cu căderea de tensiune relativă în elementul considerat, atunci cînd acesta este parcurs de curentul de bază (sau puterea de bază).

Deoarece alegerea condiţiilor de bază este arbitrară, aceeaşi mărime reală poate avea valori numerice diferite, atunci cînd ea este exprimată în unităţi relative. De obicei, impedanţele relative ale elementelor din reţelele electrice — generatoare, transformatoare, bobine de reactanţă etc. — sînt exprimate pentru condiţiile nominale ale curenţilor, tensiunilor şi puterilor. În acest caz, valorile lor se determină cu aceeaşi relaţie (8.94), în care unităţile de bază sînt înlocuite cu unităţile nominale corespunzătoare, adică:

$$Z_n^* = \frac{Z}{Z_n} = \frac{\sqrt{3}ZI_n}{U_n} = Z\frac{S_n}{U_n^2}. \tag{8.95}$$

Transformarea impedanţelor raportate la unităţile nominale, în impedanţe raportate la unităţile de bază, se face scriind legătura dintre relaţiile (8.94) şi (8.95) şi obţinîndu-se:

$$Z_b^* = Z_n^* \frac{I_b}{I_n}\cdot\frac{U_n}{U_b} = Z_n^* \frac{S_b}{S_n}\cdot\frac{U_n^2}{U_b^2}. \tag{8.96}$$

Alegerea mărimilor de bază trebuie făcută astfel încît operaţiile de calcul să fie cît mai simple şi ordinul de mărime să permită folosirea lor comodă. De obicei, pentru calcule se aleg ca mărimi de bază *puterea* S_b şi *tensiunea* U_b. Se recomandă ca puterea de bază să reprezinte un multiplu de zece (100, 1 000 MVA), iar uneori poate fi luată egală cu puterea nominală, sumă a surselor generatoare. Tensiunea de bază, corespunde, în general, tensiunii nominale U_n a sectorului de reţea în care are loc scurtcircuitul sau o valoare apropiată de aceasta *.

Ţinînd seama de această ultimă recomandare, recalcularea impedanţelor relative se poate face cu relaţia:

$$Z_b^* = Z_n^* \frac{I_b}{I_n} = Z_n^* \frac{S_b}{S_n}, \tag{8.97}$$

în care Z_n^* poate reprezenta:

— pentru generatoare, reactanţa relativă supratranzitorie după axa longitudinală, $\frac{x_d''}{100}$;

---

* În general condiţia $U_b = U_n$ se respectă numai pentru o parte a elementelor reţelei, deoarece tensiunile nominale ale acestora, în cadrul aceluiaşi circuit electric, pot fi diferite. Diferenţele însă sînt relativ mici, de $\pm 10\%$, astfel încît, în calculele aproximative ele pot fi neglijate, considerînd că tensiunile nominale ale tuturor elementelor aceleiaşi trepte de tensiune dintr-o reţea sînt egale cu o valoare medie. Se exceptează de la această regulă bobinele de inductanţă, a căror reactanţă trebuie determinată în condiţii mai exacte. Cînd acestea se folosesc la tensiuni mai scăzute decît tensiunea lor nominală, atunci este obligatorie recalcularea reactanţelor relative în condiţiile de tensiune reale.

— pentru transformatoare, tensiunea relativă de scurtcircuit, $\frac{u_k}{100}$.

În cazul liniilor electrice aeriene sau în cablu, relația (8.97) se poate particulariza sub forma:

$$X_b^* = \frac{X_0 L}{Z_b} = X_0 L \frac{S_b}{U_{med}^2}, \tag{8.98}$$

în care: $X_0 L$ reprezintă reactanța totală a liniei de lungime L, exprimată în ohmi;

U_{med} — tensiunea medie a prizei transformatorului la care se conectează linia, considerată ca mărime de bază, în kV.

Pentru bobine de reactanță se va folosi relația (8.96), în care X_n^* este tabelată și se exprimă, ca și în cazul transformatorului, în procente.

Observație. În sistemul unităților relative se pot exprima și mărimile neelectrice. Una dintre acestea, care se întîlnește în studiile efectuate asupra stabilității sistemelor electrice, este viteza unghiulară, exprimată în unități relative considerînd ca unitate de bază viteza unghiulară sincronă ($\omega_0 = \omega_b$), adică:

$$\omega_b^* = \frac{\omega}{\omega_b} = \frac{\omega}{\omega_0}.$$

Corespunzător acestei viteze unghiulare sincrone, se pot alege unități de bază pentru inductivitate și pentru fluxul magnetic sub forma:

$$L_b = \frac{X_b}{\omega_b} = \frac{X_b}{\omega_0} \quad \text{și} \quad \Phi_b = \frac{U_b}{\omega_b} = \frac{U_b}{\omega_0},$$

în care Φ_b din ultima relație, de exemplu, reprezintă fluxul total care induce tensiunea de bază la viteza unghiulară de bază (sincronism).

Dacă se adoptă unitățile de bază indicate la viteza unghiulară de bază, nemodificată, și egală cu viteza de sincronism, se poate scrie că:

$$X_b^* = \omega_b^* L_b^* = L_b^*; \quad \Phi_b^* = I_b^* \cdot L_b^* = I_b^* X_b^*; \quad E_b^* = \omega_b^* \Phi_b^* = \Phi_b^*.$$

În același mod, poate fi exprimată în unități relative puterea electromagnetică a unei mașini generatoare sau timpul scriind că:

$$P_b^* = \omega_0^* M_b^* = M_b^*;$$

$$t_b^* = \frac{t}{t_b} = \omega_0 t = 314\ t,$$

în care, pentru timp s-a considerat ca unitate de măsură timpul în care rotorul unei mașini, la viteza de sincronism, se rotește cu un radian electric, adică $t_b = \frac{1}{\omega_0}$, ceea ce la frecvența industrială reprezintă $\frac{1}{314}$ s.

Din aceste relații se constată că în condiții de menținere neschimbată a vitezei de sincronism, reactanța inductivă, fluxul magnetic total care induce o tensiune electromotoare sau puterea activă debitată de o mașină sînt numeric egale cu inductivitatea, tensiunea electromotoare și respectiv cuplul electromagnetic. Acest fapt constituie un avantaj important al sistemului unităților relative, care oferă posibilitatea înlocuirii unor mărimi relative cu altele, numeric egale cu primele.

8.3.2. VALORILE REACTANȚELOR ELEMENTELOR REȚELEI CORESPUNZĂTOARE CURENȚILOR DE SCURTCIRCUIT

Valorile reactanțelor echivalente, rezultante, X_0, X_1, X_2 care intervin în calculul curenților de scurtcircuit, se determină plecînd de la reactanțele homopolară, directă și inversă ale fiecărui element component al rețelei — generator, transformator, linie etc. Pentru determinarea acestora se fac următoarele precizări.

a. Toate reactanțele prin care se caracterizează diferitele elemente ale rețelei în regim simetric normal sau în procesul tranzitoriu simetric sînt reactanțele de succesiune directă.

b. Pentru toate elementele componente ale rețelei care nu prezintă cuplaje magnetice între faze, reactanțele lor nu depind de ordinea de succesiune a fazelor curentului. În aceste condiții reactanțele de succesiune directă, inversă și homopolară sînt aceleași ($X_1 = X_2 = X_0$).

c. Elementele componente ale rețelei ale căror circuite cuplate magnetic sînt imobile unul față de celălalt, au reactanțele directe și inverse identice, deoarece inducția mutuală între faze nu se modifică prin schimbarea ordinei de succesiune a fazelor unui sistem de curenți simetric trifazat. Acesta este cazul transformatoarelor, autotransformatoarelor, liniilor electrice aeriene și în cablu și bobinelor de reactanță, pentru care se poate scrie că:

$$R_1 = R_2;\; X_1 = X_2 \text{ și } \underline{Z}_1 = \underline{Z}_2.$$

d. În cazul mașinilor generatoare ale căror înfășurări prezintă cuplaje magnetice și nu sînt fixe una în raport cu cealaltă, reactanța de succesiune directă este diferită de cea de succesiune inversă ($X_1 \neq X_2$), ultima fiind totdeauna mai mare decît prima.

e. Valoarea reactanțelor de succesiune homopolară depinde de modul în care punctele neutre sînt legate la pămînt sau la conductorul de întoarcere. Cînd punctele neutre sînt izolate și capacitatea conductoarelor în raport cu pămîntul este neglijabilă, reactanța homopolară este infinit de mare, sistemul curenților de succesiune homopolară neavînd pe unde să se închidă.

În general, reactanța homopolară a unui aparat sau a unui ansamblu de aparate, poate fi definită și măsurată, reunind în paralel, de o parte, cele trei borne de intrare, de altă parte, cele trei borne de ieșire și alimentînd ansamblul sub o tensiune alternativă V, de frecvență convenabilă, ca în figura 8.27. Reactanța homopolară pe fază* este $X_0 = \underline{V}/\underline{I}_0$, în care $\underline{I}_0$ este curentul în fiecare fază. Ca exemplu, se aplică această metodă pentru determinarea reactanței homopolare a rețelei din figura 8.28, care alimentează un consumator echivalat prin reactanța X_c. Bornele de intrare ale sistemului s-au notat cu *1*, *2*, *3*, iar cele de ieșire cu *1'*, *2'*, *3'*, de o parte și *1"*, *2"*, *3"*, de cealaltă parte. Reactanța homopolară este privită din punctul M, iar liniile situate de

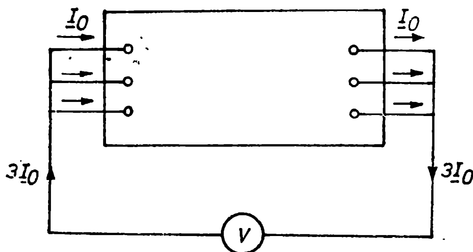


Fig. 8.27. Măsurarea impedanței homopolare a unui aparat electric.

* S-a neglijat rezistența ohmică a elementului.

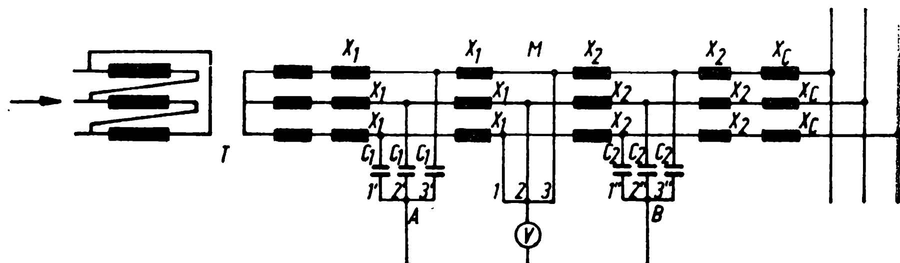


Fig. 8.28. Determinarea impedanței homopolare de succesiune homopolară a unei rețele electrice trifazate.

o parte și de cealaltă a acestui punct, sînt înlocuite prin doi cuadripoli echivalenți simetrici în T cu constantele X_1, C_1 și X_2, C_2. Valoarea reactanței echivalente a rețelei este:

$$X_0 = \frac{\left(X_1 - \frac{1}{C_1\omega}\right)\left(X_2 - \frac{1}{C_2\omega}\right)}{X - \frac{1}{C\omega}}, \tag{8.99}$$

în care s-au folosit notațiile:

$$X = X_1 + X_2; \quad C = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2}.$$

Din relația (8.99) se constată că reactanța X_c a consumatorului și cea a transformatorului T nu influențează valoarea reactanței homopolare datorită faptului că neutrul corespunzător este izolat.

f. În sistemele trifazate conductoarele neutre sînt parcurse de suma $3I_0$ a curenților homopolari ai fiecărei faze. Dacă între punctul neutru și pămînt se înseriază impedanța $\underline{Z}_0$, atunci căderea de tensiune la bornele acesteia este $3\underline{Z}_0\underline{I}_0$, conform figurii 8.29, *a*. Această impedanță se poate înlocui prin trei impedanțe de valoare $3\underline{Z}_0$, care se înseriază în fiecare din cele trei faze și care nu intervin decît în sistemul curenților de succesiune homopolară. Cele două scheme prezentate în figura 8.29, *a* și *b* sînt deci echivalente.

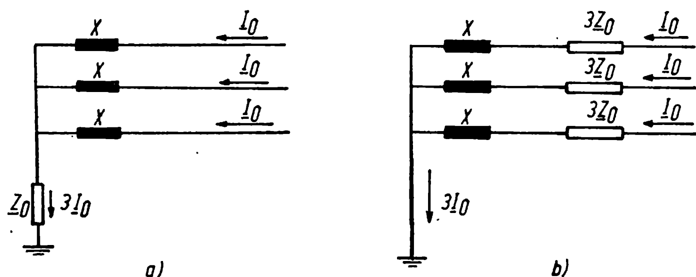


Fig. 8.29. Conectarea impedanței de legare la pămînt a unei rețele electrice trifazate în sistemul curenților de succesiune homopolară.

g. În general, cînd se calculează curenții de scurtcircuit în rețelele de înaltă tensiune, se neglijează rezistența arcului electric, la bornele căruia există o cădere de tensiune, care nu depășește valoarea de 2 kV. Aceasta este relativ mică, în raport cu tensiunea nominală a rețelei și, în consecință, se poate neglija. În rețelele de medie tensiune însă scurtcircuitele cu pămîntul prezintă o cădere de tensiune pe rezistența arcului de defect, care uneori trebuie luată în considerare. Dacă se ține seama de această rezistență în calculul curenților de scurtcircuit, atunci calculul se va efectua, analog cazului general al alimentării unui receptor nesimetric. Rezistențele de luat în considerație depind de tipul de scurtcircuit și sînt prezentate în figura 8.30, care se referă la scurtcircuit bifazat (fig. 8.30, *a*), bifazat cu punere la pămînt (fig. 8.30, *b*) și trifazat cu punere la pămînt (fig. 8.30, *c*). În aceste condiții metoda componentelor simetrice nu se mai aplică sub forma sa simplă.

În același timp, se menționează că în cazul unui defect monofazat cu pămîntul, nu se introduc complicații teoretice dacă rezistența *R* din punctul corespunzător locului de defect se conectează în conexiunea neutrului față de pămînt. În aceste condiții, în fiecare fază se va introduce o rezistență 3 *R*, care nu intervine decît în sistemul homopolar.

8.3.2.1. *Reactanțele mașinii sincrone. Impedanța directă* a unei mașin, sincrone se determină considerînd funcționarea acesteia în scurtcircuit simetric echilibrat. Ea se definește ca un raport între tensiunea electromotoare la funcționarea în gol dată de mașină înaintea punerii în scurtcircuit a statorului și componenta alternativă a curentului de scurtcircuit. Deoarece *componenta activă a acestui raport este foarte redusă, impedanța definită în aceste condiții se poate identifica aproximativ cu reactanța directă* a mașinii care variază începînd cu momentul producerii scurtcircuitului pînă la stabilirea regimului permanent. Pentru o mașină sincronă echipată și cu înfășurare de amortizare se consideră trei momente în variația acestei reactanțe.

În momentul inițial, așa cum s-a mai menționat, reactanța directă se identifică cu *reactanța supratranzitorie* după axa longitudinală, X''_d, variind în raport invers cu curentul supratranzitoriu inițial, I''_0. Valoarea acestei reactanțe este legată de fluxul de scăpări dintre stator, înfășurarea de excitație și înfășurarea de amortizare, fiind definită prin relația (8.41) și schema echivalentă din figura 8.13, *c*. Ea se dă în unități relative, raportate la curentul și tensiunea nominală a generatorului. Informativ, pentru turbogeneratoare se indică o valoare medie $x''_d \approx 12{,}5\%$, iar pentru hidrogeneratoare, prevăzute cu înfășurarea de amortizare, $x''_d \approx 20\%$. Dacă hidrogene-

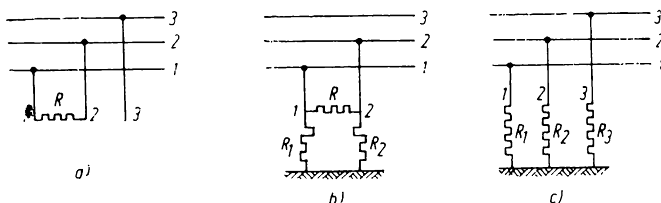


Fig. 8.30. Rezistențe ale arcului de defect în cazul scurtcircuitelor nesimetrice:

a — bifazat; *b* — bifazat cu pămînt; *c* — trifazat cu pămînt.

ratoarele nu sînt prevăzute special cu înfășurare de amortizare, reactanța relativă supratranzitorie crește, considerîndu-se o valoare medie $x''_d = 27\%$.

Cu ajutorul acestor valori relative se poate calcula reactanța în unități absolute (ohmi), folosind relația:

$$X_1 = X''_d = \frac{x''_d}{100} \cdot \frac{U_n^2[\mathrm{kV}]}{S_n[\mathrm{MVA}]}, \tag{8.100}$$

în care U_n reprezintă tensiunea nominală a rețelei în care are loc defectul. Evident că pentru un scurtcircuit la bornele mașinii, U_n reprezintă tensiunea nominală a acesteia, iar pentru scurtcircuit pe partea de înaltă tensiune a transformatorului, U_n reprezintă tensiunea prizei de lucru a acestuia.

În momentul stingerii componentei aperiodice de curent din înfășurarea de amortizare, componenta alternativă a curentului de scurtcircuit scade. În consecință, valoarea reactanței directe corespunde *reactanței tranzitorii* $X'_d > X''_d$, care variază invers în raport cu curentul tranzitoriu $I'_0 < I''_0$. Din punct de vedere fizic, ea reprezintă suma dintre reactanța de scăpări a statorului și o reactanță echivalentă formată din reactanța de reacție longitudinală și cea de scăpări a înfășurării de excitație, conectate în paralel. Schema echivalentă de definiție a acesteia corespunde figurii 8.12, *c*, iar valoarea ei este determinată cu relația (8.30).

În general, se poate ține seama de influența înfășurării de amortizare, admițînd că $X''_d = (0{,}75 \div 0{,}9)\, X'_d$. În aceste condiții, valoarea medie relativă a reactanței tranzitorii este aproximativ $x'_d = 20\%$ pentru turbogeneratoare și $x'_d = 30\%$ pentru hidrogeneratoare.

În momentul stingerii componentei aperiodice a curentului din înfășurarea de excitație regimul tranzitoriu s-a terminat, stabilindu-se un regim permanent de scurtcircuit. În acest caz, reactanța directă a mașinii corespunde *reactanței sincrone* X_d, determinată numai de fluxul de scăpări statoric și de reacția statorică după axa longitudinală. Valoarea medie relativă a reactanței sincrone este $x_d = 100\%$ pentru hidrogeneratoare și $x_d = 150\%$ pentru turbogeneratoare *, putîndu-se măsura, pentru fiecare mașină, dacă înfășurările rotorului sînt deschise.

Impedanța inversă reprezintă prin definiție raportul, la frecvența normală, dintre componenta inversă a tensiunii aplicată la bornele mașinii și termenul fundamental al componentei inverse de curent produs astfel în stator. Ea se poate identifica cu reactanța inversă a mașinii, deoarece rezistența corespunzătoare rotorului este foarte mică.

Spre deosebire de reactanța directă determinată numai de mărimea corespunzătoare axei longitudinale a mașinii, reactanța inversă este legată de fluxul magnetic provocat de curenții de secvență inversă, care se rotește cu o viteză dublă în raport cu rotorul. Acesta întîlnește un circuit cu reluctanță permanent variabilă provocată de nesimetria magnetică a rotorului după cele două axe ale acestuia și de faptul că curenții induși în circuitele longitudinale produc reacții de răspuns diferite. În acest fel, la o tensiune electromotoare constantă, fluxul de succesiune inversă variază armonic,

* Valorile medii relative indicate pentru reactanțele supratranzitorii, tranzitorii și sincrone se vor utiliza numai în cazul în care nu se dispune de caracteristicile exacte ale generatoarelor.

cu o viteză sincronă dublă, între o valoare maximă și una minimă, valori ce sînt funcție de gradul de nesimetrie al rotorului. În cazul general, acest flux produce în stator armonici impare, * care deformează forma sinusoidală a cîmpului magnetic al statorului. Din această cauză există dificultăți în determinarea exactă a reactanței de succesiune inversă, ea nereprezentînd un parametru propriu-zis al mașinii, deoarece valoarea ei este dependentă de condițiile exterioare, ca de exemplu, de reactanța exterioară sau de gradul de nesimetrie al rotorului. Dacă reactanța exterioară este mare, influența armonicilor superioare este neglijabilă, acestea avînd valori foarte reduse. De asemenea, dacă mașina este bine amortizată, nesimetria dispare și în aceste condiții reactanțele după cele două axe magnetice sînt aproximativ egale, iar reactanța de secvență inversă se poate considera egală cu cea directă, adică cu reactanța supratranzitorie după axa longitudinală.

Avînd în vedere că generatoarele centralelor electrice sînt echipate, în general, cu înfășurări de amortizare și că de cele mai multe ori, în cazul unor scurtcircuite, au conectate la borne reactanțe exterioare, de valori oarecare, reactanța inversă a acestora se poate calcula cu relația:

$$X_2 = \frac{X_d'' + X_q''}{2}, \tag{8.101}$$

care nu ține seama de influența armonicelor superioare.

Dacă însă se ține seama și de influența armonicelor superioare atunci reactanța de secvență inversă se calculează ca medie geometrică a reactanțelor mașinii după cele două axe ale sale:

$$X_2 = \sqrt{X_d'' \cdot X_q''}. \tag{8.102}$$

Uneori, cînd se ține seama și de influența armonicii de ordinul al treilea, se utilizează relația:

$$X_2 = \frac{2X_d'' \cdot X_q''}{X_d'' + X_q''}. \tag{8.103}$$

Evident, că în cazul cînd mașina nu este echipată cu înfășurare de amortizare, relațiile de mai sus își mențin valabilitatea, cu observația că intervin reactanțele X_d' și X_q după cele două axe.

În calculele practice, ținînd seama că pentru mașinile cu înfășurare de amortizare diferențele dintre valorile reactanțelor X_d'' și X_q'' sînt mici, se poate considera:

$$X_2 = X_1 = X_d''. \tag{8.104}$$

Dacă sînt necesare determinări mai exacte atunci se recomandă să se considere $X_2 \approx 1{,}22\ X_d''$, pentru mașinile cu înfășurare de amortizare și $X_2 \approx 1{,}45\ X_d'$, pentru mașinile fără înfășurare de amortizare.

---

* În cazul sursei de putere infinită în stator apare pe lîngă fundamentală și armonica de curent de ordinul trei. În condițiile unui regim nesimetric însă, pentru o sursă generatoare de putere finită, cîmpul de succesiune inversă de frecvență fundamentală, produce întregul spectru de armonici impare.

Impedanța (reactanța) homopolară a generatoarelor electrice nu intervine, în general, în calculul curenților de scurtcircuit, deoarece acestea sînt legate la înfășurarea de joasă tensiune a transformatoarelor cu conexiunea în triunghi, care constituie un tampon pentru curenții de succesiune homopolară. Totuși, cunoașterea ei este necesară mai ales pentru determinarea unor fenomene tranzitorii legate de scurtcircuite produse la bornele generatoarelor.

Se poate arăta ușor că reactanța homopolară este independentă de natura înfășurărilor de pe rotor, în particular, de prezența sau de absența înfășurării de amortizare, deoarece fluxul rezultant din rotor produs de curenții homopolari din înfășurarea statorică trifazată este nul. Ca urmare, valoarea acesteia este determinată numai de reactanța de scăpări statorică din părțile frontale și din crestăturile fiecărei faze a înfășurărilor statorului, variind în limite largi și anume între 15 și 60% din X_d''.

8.3.2.2. *Reactanța homopolară a transformatoarelor. Reactanța de succesiune directă* a transformatoarelor este egală cu cea de succesiune inversă, fiind determinată din încercările în scurtcircuit și cu ajutorul relațiilor de calcul indicate în capitolul 2.

Reactanța homopolară a unui transformator care are un punct neutru legat la pămînt depinde în mare măsură de construcția și de conexiunea înfășurărilor acestuia. Astfel, transformatorul are o reactanță homopolară infinită dacă înfășurarea dinspre care este determinată este conectată în triunghi sau în stea cu neutru izolat, deoarece în aceste condiții este exclusă posibilitatea circulației curenților homopolari în transformatorul dat, independent de modul de conexiune ale celorlalte înfășurări. El poate avea o reactanță cu valoare finită numai dacă este privit dinspre partea înfășurării conectată în stea cu neutrul legat la pămînt.

În figura 8.31 sînt reprezentate schemele de conexiuni posibile ale transformatoarelor cu două înfășurări, dintre care prima este cea mai utilizată. În aceeași figură s-au reprezentat și schemele echivalente corespunzătoare, în care tensiunea de succesiune homopolară $\underline{U}_0$ aplicată primei înfășurări, provoacă curenți de aceeași succesiune și în cealaltă înfășurare; ea echilibrează căderea de tensiune din reactanța X_{I} și tensiunea electromotoare a transformatorului, egală numeric cu căderea de tensiune provocată de curentul de magnetizare în reactanța corespunzătoare $X_{\mu 0}$.

Schema de conexiuni Y_0/Δ are laturile înfășurării stea parcurse de curentul homopolar $\underline{I}_{0\text{I}}$, care se regăsește într-un anumit raport în fiecare din laturile înfășurării triunghi. Curentul homopolar din această ultimă înfășurare $I_{0\text{II}}$ nu iese din limitele acesteia, fapt care este pus în evidență prin scurtcircuitarea ramurii X_{II} din schema echivalentă. În consecință, reactanța homopolară este aceea care s-ar obține la încercarea în scurtcircuit a transformatorului, adică este egală cu reactanța simetrică de succesiune directă. Potențialul zero de la capătul înfășurării secundare, nu indică o transferare artificială a legăturii la pămînt, ci corespunde condiției că în acest punct al schemei echivalente se închide calea de circulație a curenților homopolari.

În schema Y_0/Y_0 s-a asigurat o cale de închidere a curenților homopolari și reactanța X_0 are o valoare finită, care trebuie determinată după schemă. Dacă această cale de închidere a curenților homopolari nu este asigurată, atunci schema echivalentă are înfășurarea secundară în gol și corespunde conexiunii Y_0/Y.

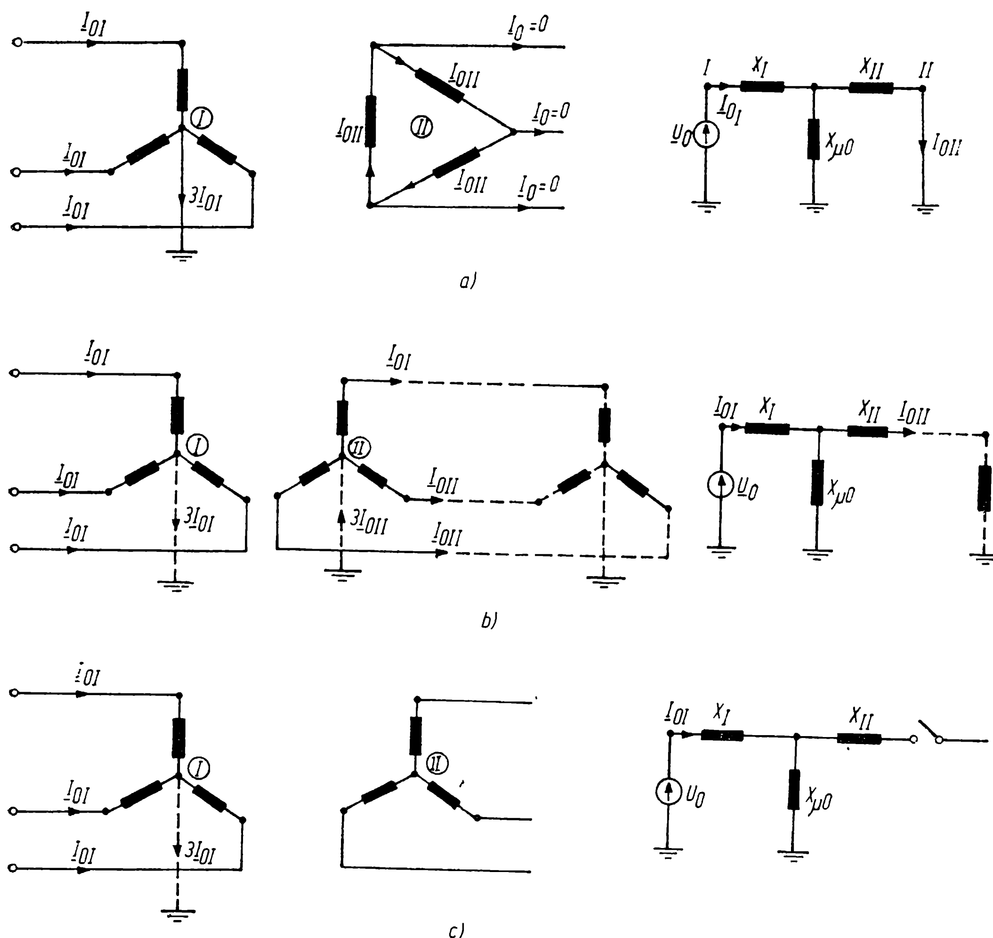


Fig. 8.31. Conexiuni ale transformatoarelor cu două înfășurări și schemele lor echivalente pentru curenții de succesiune homopolară.

Reactanța de magnetizare de succesiune homopolară introdusă în schemele echivalente, este funcție de construcția transformatoarelor.

Astfel, pentru transformatoare monofazate, curenții de magnetizare nu depind de sistemul simetric al tensiunilor aplicate la bornele acestora, deoarece fluxul magnetic al fiecărei faze are circuit magnetic separat. Intensitatea acestor curenți este tot atît de mică ca și a celor de magnetizare de succesiune directă, ceea ce permite neglijarea lor și considerarea reactanței $X_{\mu0} \Rightarrow \infty$. Aceeași situație se întîlnește practic și la transformatoarele cu patru sau cinci coloane, la care fluxurile magnetice se închid prin coloanele circuitului magnetic, pe care nu sînt dispuse înfășurările (transformatoare cu flux liber).

Altfel se prezintă lucrurile la transformatoarele trifazate cu trei coloane, la care fluxurile magnetice sînt obligate să se închidă prin mediul izolant și cuva transformatoarelor, străbătînd circuite cu reluctanțe mari. Reactanța de magnetizare de succesiune homopolară $X_{\mu0}$ este mult mai mică decît cea

de succesiune directă, $X_{\mu 1}$, avînd o valoare relativă * cuprinsă în limitele de 30 și 100%, în funcție de construcția transformatoarelor.

Ținînd seama de acest fapt se pot indica următoarele valori de reactanțe homopolare ale transformatoarelor cu două înfășurări:

— pentru orice transformator cu conexiune Y_0/Y_0: $X_0 = X_1$;

— pentru grupe trifazate, formate din unități monofazate de transformatoare sau transformatoare trifazate cu patru sau cinci coloane:

— cu conexiunea Y_0/Y_0: $X_0 = X_1$;

— cu conexiunea Y_0/Y: $X_0 = \infty$;

— pentru transformatoare trifazate cu trei coloane:

— cu conexiunea Y_0/Y_0, conform schemei echivalente din figura 8.31,*b*;

— cu conexiunea Y_0/Y: $X_0 = X_1 + X_{\mu 0}$.

În cazul transformatoarelor cu trei înfășurări, variantele principale de conexiuni sînt prezentate, împreună cu schemele lor echivalente, în figura 8.32. Una din înfășurări este totdeauna cu conexiunea în Δ, fapt care permite să se considere reactanța de magnetizare $X_{\mu 0} = \infty$.

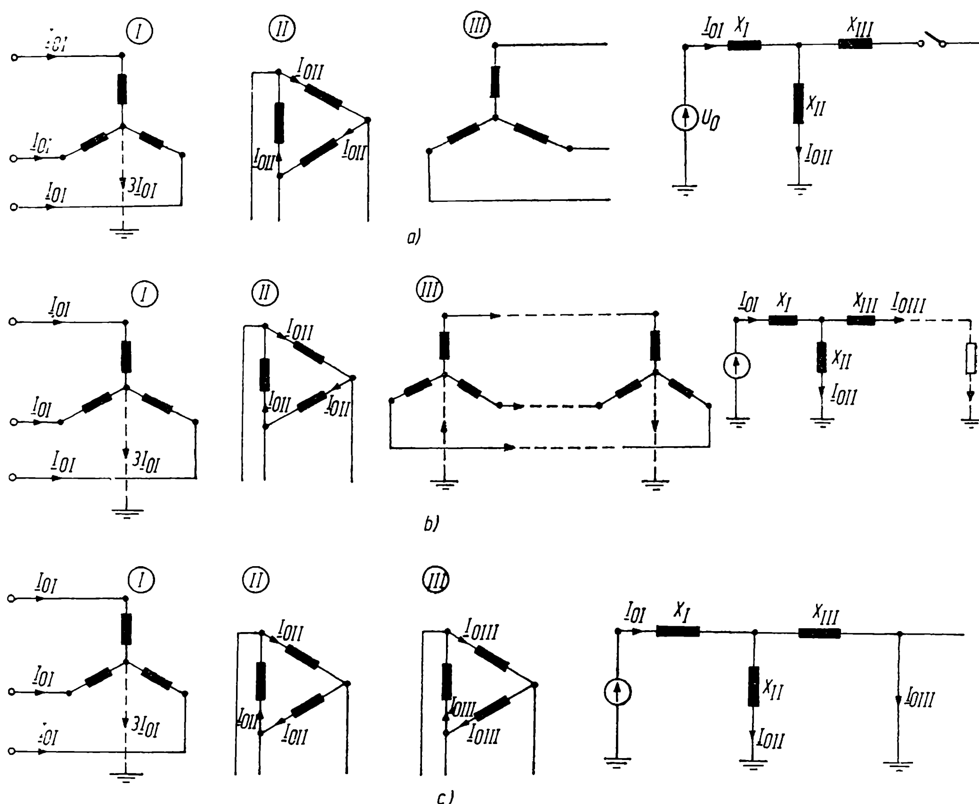


Fig. 8.32. Conexiuni ale transformatoarelor cu trei înfășurări și schemele lor echivalente pentru curenții de succesiune homopolară.

* Valoarea ei exactă se poate determina în funcție de tipul de transformator, numai experimental.

Pentru varianta $Y_0/\Delta/Y$, înfășurarea a treia apare ca funcționînd în gol și în acest caz, se poate scrie că:

$$X_0 = X_{I} + X_{II}, \tag{8.105}$$

în care X_I și X_{II} reprezintă reactanțele de scurtcircuit ale înfășurărilor de înaltă și medie tensiune.

Pentru varianta $Y_0/\Delta/Y_0$ transformatorul va fi introdus prin schema sa echivalentă, iar pentru varianta $Y_0/\Delta/\Delta$ curenții de succesiune homopolară din înfășurarea *I* sînt compensați de cei induși în înfășurările *II* și *III*, astfel încît se poate scrie că:

$$X_0 = X_I + \frac{X_{II} X_{III}}{X_{II} + X_{III}}. \tag{8.106}$$

Se menționează însă că în cazul transformatoarelor cu trei înfășurări, una din reactanțele de scurtcircuit este foarte mică și se poate neglija, fapt de care trebuie să se țină seama în schema echivalentă generală a rețelei.

8.3.2.3. *Reactanța homopolară a autotransformatoarelor.* În cazul autotransformatoarelor, circulația curenților de succesiune homopolară prezintă unele particularități, determinate de faptul că înfășurările sînt cuplate între ele nu numai magnetic, ci și galvanic. Astfel, în anumite condiții, chiar dacă neutrul autotransformatorului este izolat, înfășurările acestuia pot fi parcurse de curenți homopolari. Atunci cînd autotransformatorul are neutrul legat direct la pămînt și practic, acesta este cazul general, schema echivalentă de succesiune homopolară este identică cu cea a unui transformator de același tip.

În figura 8.33, *a* se prezintă conexiunea autotransformatorului fără înfășurare terțiară, cu neutrul legat direct la pămînt, căruia i se asigură pe partea secundară o cale de întoarcere a curentului de succesiune homo-

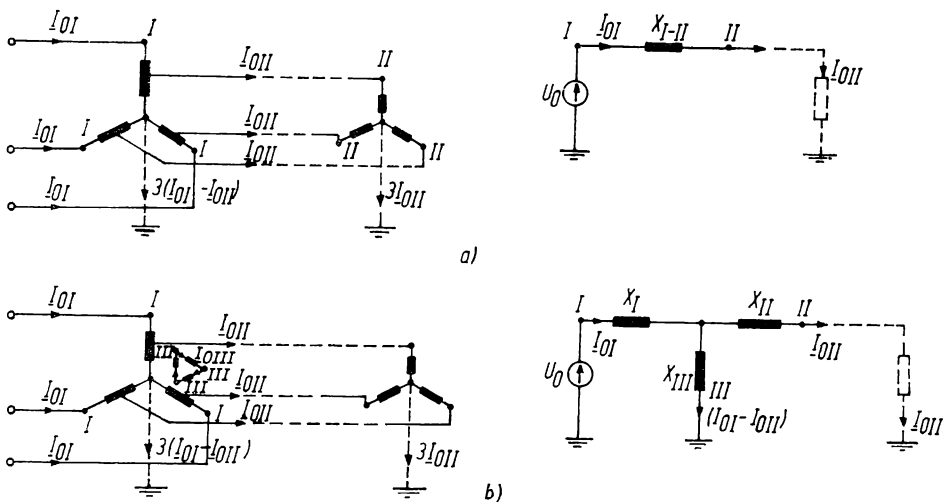


Fig. 8.33. Conexiunile autotransformatoarelor cu două și cu trei înfășurări și schemele lor echivalente, corespunzătoare curenților de succesiune homopolară.

polară. În acest caz, schema echivalentă, neglijînd curentul de magnetizare * conține numai reactanța de scăpări totală X_{I-II}, fiind aceeași cu cea a unui transformator cu două înfășurări cu conexiunea Y_0/Y_0, pentru care se consideră $X_{\mu 0} \Rightarrow \infty$. Dacă neutrul autotransformatorului este izolat, schema de succesiune homopolară corespunde funcționării acestuia la mers în gol, fiind analogă cu cea a unui transformator cu conexiunea Y_0/Y.

În general însă, autotransformatoarele se construiesc și cu înfășurare terțiară conectată în triunghi, așa cum se arată în figura 8.33, *b*. În acest caz, schemele echivalente de succesiune homopolară au aceeași formă ca și a transformatoarelor cu trei înfășurări, de aceeași conexiune.

Trebuie menționat că curentul care circulă spre pămînt se poate obține din schema homopolară a autotransformatorului, ținînd seama de sensurile curenților din ambele înfășurări. El este egal cu de trei ori valoarea diferenței curenților de succesiune homopolară din înfășurarea primară și cea secundară, adică $I_p = 3(I_{0I} - I_{0II})$. Fiecare din acești curenți trebuie raportat la treapta de tensiune corespunzătoare și nu la acea treaptă unică pentru care a fost întocmită schema echivalentă.

8.3.2.4. *Impedanța homopolară a liniilor electrice aeriene.* Impedanța homopolară a liniilor electrice aeriene se determină ținînd seama că întoarcerea curenților homopolari se efectuează prin pămînt și prin circuitele legate la pămînt, dispuse în paralel cu liniile (conductoarele de protecție, șinele de cale ferată existente de-a lungul liniilor etc.). Deoarece suma curenților homopolari în linie este diferită de zero, fluxul magnetic corespunzător induce în circuitele din apropierea acestuia, tensiuni electromotoare care produc curenți de compensație. În aceste condiții, impedanța homopolară a liniei diferă mult de impedanțele de succesiune directă sau inversă.

Dificultatea principală în determinarea impedanței homopolare a unei linii aeriene provine din considerarea distribuției curentului prin pămînt; cunoașterea acestei distribuții reprezintă o problemă complicată. O primă soluție, din acest punct de vedere, a fost dată de Carson și Pollaczek, care au considerat conductibilitatea electrică a pămîntului constantă și dimensiunile acestuia infinite. Utilizînd aceste rezultate se va determina impedanța homopolară a liniilor electrice aeriene la frecvența industrială, considerînd figura 8.34, în care tensiunea de succesiune homopolară $\underline{U}_0$, debitează în fiecare fază același curent $\underline{I}_0$. Impedanța homopolară specifică a liniei pe fază este dată de relația:

$$\underline{Z}_0 = \frac{\underline{U}_0}{\underline{I}_0} = \underline{Z}_{L_0} + 2\,\underline{Z}_{M_0} \left[\frac{\Omega}{\text{km}}\right]. \quad (8.107)$$

Fig. 8.34. Determinarea reactanței homopolare a unei linii trifazate cu simplu circuit.

în care:

$\underline{Z}_{L_0}$ reprezintă impedanța specifică a circuitului format dintr-un conductor și pămînt;

$\underline{Z}_{M_0}$ — impedanța mutuală a celorlalte două circuite paralele conductor-pămînt.

* Această aproximație este admisibilă deoarece autotransformatoarele trifazate, nu se construiesc cu circuite magnetice formate din trei coloane, fapt care face ca $X_{\mu 0} \Rightarrow \infty$.

Valoarea primului termen din relația (8.107) este:

$$\underline{Z}_{L_0} = R_0 + j\omega L_0 = r_{c_0} + \left[\frac{\pi\omega}{2} + j\omega\, 4{,}6 \log \frac{D_p}{r_e}\right] 10^{-4} \left[\frac{\Omega}{\text{km}}\right], \quad (8.108)$$

în care:

— partea reală corespunde rezistenței totale a circuitului de întoarcere a curentului, formată din rezistența specifică a conductorului r_{c_0} și rezistența pămîntului la frecvența industrială $\frac{\pi\omega}{2} 10^{-4} = 0{,}05\ \Omega/\text{km}$;

— partea imaginară corespunde reactanței specifice a liniei conductor-pămînt, echivalente unei linii cu două conductoare situate la distanța D_p și cu raza echivalentă r_e *.

Valoarea celui de-al doilea termen din relația (8.107) este:

$$\underline{Z}_{M_0} = \left[\frac{\pi\omega}{2} + j\omega\, 4{,}6 \log \frac{D_p}{D_{med}}\right] 10^{-4} \left[\frac{\Omega}{\text{km}}\right], \quad (8.109)$$

în care:

— partea reală este determinată numai de rezistența pămîntului la frecvența industrială;

— partea imaginară corespunde reactanței mutuale dintre faze la întoarcere a curentului prin pămînt; linia trifazată se consideră cu simplu circuit și cu un număr întreg de transpoziții a conductoarelor și distanța medie geometrică dintre acestea $D_{med} = \sqrt[3]{d_{12} \cdot d_{13} \cdot d_{23}}$.

Distanța D_p care intervine în relațiile (8.108) și (8.109) este denumită adîncimea echivalentă de întoarcere a curentului prin pămînt. Ea este funcție de conductibilitatea electrică a pămîntului $\sigma \left(\frac{1}{\Omega\text{cm}}\right)$, care variază mult cu natura acestuia și de frecvența curentului f, fiind calculată cu relația:

$$D_p = \frac{0{,}52}{\sqrt{\sigma \cdot f \cdot 10^{-9}}} \cdot 10^{-2}\ [\text{m}]. \quad (8.110)$$

Pentru teren uscat $\sigma = 10^{-5} \left[\frac{1}{\Omega\text{cm}}\right]$ și $D_p = 3\ 000$ m, în timp ce pentru pămînt umed $\sigma = 10^{-4} \left[\frac{1}{\Omega\text{cm}}\right]$ și $D_p = 985$ m.

Rezistența solului care la frecvență industrială este $0{,}05 \left[\frac{\Omega}{\text{km}}\right]$, este independentă de conductibilitatea acestuia. Acest fapt paradoxal, în aparență, se explică prin aceea că, la variația conductibilității electrice variază și densitatea curentului de întoarcere prin pămînt. Altfel spus, curentul revine prin pămînt străbătînd numai o zonă oarecare din terenul de sub conductor, care este cu atît mai extinsă cu cît rezistivitatea solului este mai ridicată;

---

* Pentru conductoarele funie de oțel-aluminiu $r_e = 0{,}95\ r$, r fiind raza reală a conductorului.

în aceste condiții pierderile de putere activă, la frecvența dată a curentului rămîn aproximativ constante, iar rezistența specifică a pămîntului se poate considera aceeași. Dependența liniară a acesteia de frecvența f a curentului este o consecință a efectului pelicular în pămînt.

Ținînd seama de relațiile (8.108) și (8.109) în (8.107) și efectuînd calculele necesare se determină că:

$$\underline{Z}_0 = r_{c0} + 3\left[\frac{\pi\omega}{2} + j\omega\, 4{,}6 \log \frac{D_p}{\sqrt[3]{r_e D^2_{med}}}\right] 10^{-4} =$$

$$= \left(r_{c_0} + 0{,}15 + j\, 0{,}435 \log \frac{D_p}{R_{mediu}}\right)\left[\frac{\Omega}{\text{km}}\right], \qquad (8.111)$$

în care $R_{mediu} = \sqrt[3]{r_e\, D^2_{med}}$ este raza medie geometrică a sistemului de trei conductoare ale liniei.

Impedanța homopolară a fiecărui circuit a unei linii cu dublu circuit crește suplimentar, datorită inducției mutuale dintre conductoarele circuitelor paralele. Impedanța mutuală dintre conductoarele unui circuit și cele trei conductoare ale celuilalt circuit, ambele circuite fiind realizate cu un număr complet de transpoziții ale conductoarelor, poate fi determinată cu relația (8.109), unde ambele componente trebuie mărite de trei ori și în loc de $D_{med} = \sqrt[3]{d_{12}d_{13}d_{23}}$ trebuie introdusă distanța medie geometrică dintre conductoarele celor două circuite, determinată cu relația:

$$D_{\text{I}-\text{II}} = \sqrt[9]{d_{11'} \cdot d_{12'} \cdot d_{13'} \cdot d_{21'} \cdot d_{22'} \cdot d_{23'} \cdot d_{31'} \cdot d_{32'} \cdot d_{33'}}, \qquad (8.112)$$

în care s-au notat conductoarele circuitului *I*, cu indicii *1*, *2*, *3* și ale circuitului *II*, cu *1'*, *2'*, *3'*.

Ținînd seama de această observație, rezultă că:

$$\underline{Z}_{\text{I}-\text{II}_0} = \left(0{,}15 + j\, 0{,}435 \log \frac{D_p}{D_{\text{I}-\text{II}}}\right)\left[\frac{\Omega}{\text{km}}\right]. \qquad (8.113)$$

În cazul general al circuitelor neidentice, impedanța homopolară a liniei cu dublu circuit, se determină folosind schema echivalentă cunoscută a două circuite cuplate magnetic, dată în figura 8.35, în care reactanțele ramurilor paralele corespund inductanței de scăpări de succesiune homopolară corespunzătoare celor două circuite. Dacă cele două circuite sînt identice, adică

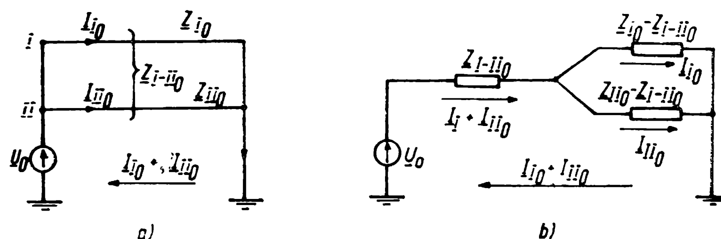


Fig. 8.35. Determinarea impedanței homopolare a unei linii cu dublu circuit:

a — schema inițială; *b* — schema echivalentă de succesiune homopolară.

$\underline{Z}_{I_0} = \underline{Z}_{II_0} = \underline{Z}_0$, atunci impedanța de succesiune homopolară a fiecăruia dintre acestea este:

$$\underline{Z}'_0 = \underline{Z}_0 + \underline{Z}_{I-II_0}, \tag{8.114}$$

iar impedanța unei faze a liniei cu dublu circuit este:

$$\underline{Z}''_0 = 0{,}5\ \underline{Z}'_0 = 0{,}5\ (\underline{Z}_0 + \underline{Z}_{I-II_0}).$$

Influența inducției mutuale provocată de circuitul paralel depinde în mare măsură de distanța dintre circuite. Pentru distanțe uzuale dintre circuite sub $10 \div 20$ m, cantitativ această influență se manifestă prin creșterea reactanței cu peste 25% față de reactanța unui singur circuit. Dacă liniile electrice aeriene sînt prevăzute cu conductoare de protecție din oțel sau oțel-aluminiu, legate direct la pămînt, acestea influențează valoarea reactanței homopolare. Aceste conductoare reprezintă de fapt înfășurarea secundară în scurtcircuit a unui transformator în aer, al cărui primar îl constituie conductoarele active ale liniei. Prezența conductoarelor de protecție conduce la reducerea reactanței homopolare a liniei, și anume într-o măsură mai mică, în cazul conductoarelor de protecție din oțel și mai mare, în cazul conductoarelor din oțel-aluminiu.

În general, pentru a ține seama de modul de construcție a liniei reactanța homopolară care intervine în impedanța corespunzătoare, se exprimă printr-un multiplu al reactanței directe și are aproximativ următoarele valori:

— linie cu simplu circuit fără conductoare de protecție: $X_0 \approx 3{,}5\ X_1$;
— linie cu simplu circuit cu conductoare de protecție din oțel: $X_0 \approx 3\ X_1$;
— linie cu simplu circuit cu conductoare de protecție din oțel-aluminiu: $X_0 \approx 2\ X_1$;
— linie cu dublu circuit fără conductoare de protecție: $X_0 \approx 5{,}5\ X_1$;
— linie cu dublu circuit cu conductoarele de protecție din oțel: $X_0 \approx 4{,}7\ X_1$;
— linie cu dublu circuit cu conductoare de protecție din oțel-aluminiu: $X_0 \approx 3\ X_1$.

8.3.2.5. *Impedanța homopolară a cablurilor.* Impedanța homopolară a cablurilor este influențată în mare măsură de cămașa lor conductoare (mantaua de plumb și cea de protecție din oțel), care este, de regulă, legată la pămînt la capetele sale și în unele puncte intermediare (manșoane). Pentru curenții de succesiune homopolară, cămașa cablului constituie o cale de circulație (întoarcere) paralelă cu pămîntul, ea avînd același rol cu cel al conductoarelor de protecție de la liniile electrice aeriene. Repartiția curentului de întoarcere între cămașa cablului și pămînt depinde nu numai de impedanța proprie a cămășii, ci și de rezistența de legare la pămînt a acesteia, a cărei valoare depinde la rîndul ei de modul de pozare a cablului (în șanțuri blocuri etc.) și de alți factori care creează dificultăți în determinarea exactă a impedanței homopolare. În general, această repartiție se poate considera în următoarele două cazuri limită:

— curentul de întoarcere este maxim prin pămînt și minim în cămașa cablului, fapt care presupune o legare la pămînt a acestuia foarte bună;
— curentul se întoarce numai prin cămașa cablului.

Studiul teoretic al acestor două cazuri limită permite ca să se tragă următoarele concluzii:

— cînd curentul se întoarce mai mult prin pămînt, efectul de compensare provocat de curentul prin cămașe este mic și în consecință, reactanța de

succesiune homopolară va fi mare în comparaţie cu cazul în care curentul se întoarce numai prin cămaşă; valoarea reală a reactanţei homopolare a cablului se va plasa între valorile obţinute pentru cele două situaţii limită indicate mai sus;

— distribuţia curentului de întoarcere între pămînt şi cămaşă influenţează relativ puţin modulul impedanţei homopolare Z_0 a cablului şi foarte mult valorile rezistenţei şi reactanţei acestuia. De exemplu, pentru un cablu de 3 kV, cu secţiunile de 150 mm², reactanţa $X_{0_{max}} = 1,38\ \Omega/km$ şi $X_{0_{min}} = 0,12\ \Omega/km$, adică aceste valori diferă între ele de peste 11 ori. Din cele arătate mai sus rezultă că impedanţa homopolară a cablurilor se poate determina precis numai pe bază de măsurători. Valoarea acesteia depinde mult de tensiunea nominală, de secţiunea şi materialul conductorului activ şi de tipul constructiv. De exemplu, pentru un cablu trifazat de 60 kV, compus din trei cabluri monofazate dispuse în vîrfurile unui triunghi echilateral, cu secţiunea conductoarelor de 150 mm² — şi cu grosimea cămăşii de plumb 2,5 mm, s-au măsurat următoarele valori ale impedanţelor directe şi homopolare:

$$\underline{Z}_1 = \left[0,125 + j\,0,15\right]\frac{\Omega}{km}; \quad \underline{Z}_0 = \left[0,41 + j\,0,23\right]\frac{\Omega}{km}.$$

Acelaşi cablu, însă cu secţiunea de 250 mm² are impedanţele măsurate:

$$\underline{Z}_1 = \left[0,081 + j\,0,137\right]\frac{\Omega}{km}; \quad \underline{Z}_0 = \left[0,37 + j\,0,215\right]\frac{\Omega}{km}.$$

În cazul cînd nu se cunosc date măsurate, în calculele orientative se poate considera o valoare medie a reactanţei homopolare $X_0 \approx (3,5 \div 4,6)\, X_1$, X_1 fiind reactanţa de succesiune directă a cablului. În cazul rezistenţei homopolare, coeficientul de multiplicare al rezistenţei directe este mult mai mare, fiind aproximativ dublu faţă de cel al reactanţelor.

8.3.3. METODE PRACTICE DE CALCUL A CURENŢILOR DE SCURTCIRCUIT

Determinarea curenţilor de scurtcircuit se poate face fie direct în unităţi absolute sau relative, fie folosind anumite curbe speciale, care permit obţinerea pentru un moment oarecare al procesului tranzitoriu de scurtcircuit, a intensităţii componentei periodice a curentului la locul de defect, în funcţie de aşa-numita reactanţă *teoretică* sau reactanţă *de calcul*.

Ţinînd seama de regula de succesiune directă, aceste metode se pot aplica, atît pentru calculul curenţilor simetrici (trifazaţi) de scurtcircuit, cît şi a curenţilor nesimetrici.

8.3.3.1. *Metoda directă.* Metoda directă este o metodă analitică care utilizează schemele echivalente corespunzătoare fiecărui tip de defect şi relaţiile de calcul prezentate anterior. Cu ajutorul acestei metode se calculează componenta periodică supratranzitorie a curentului de scurtcircuit în momentul iniţial, cînd fiecare maşină generatoare şi fiecare element al reţelei, care fac parte din schema echivalentă, sînt complet determinate prin reactanţele lor supratranzitorii şi tensiunile electromotoare corespunzătoare. Chiar şi maşinile

care nu au înfășurări speciale de amortizare, au un proces supratranzitoriu provocat de amortizarea naturală determinată de înfășurarea rotorului. Această amortizare poate fi considerată aproximativ, dacă se ia pentru aceste mașini $X_d'' = (0{,}75 \div 0{,}9)\, X_d'$, X_d' reprezentînd reactanța tranzitorie tabelată.

Ținînd seama de aceste observații curentul supratranzitoriu inițial se poate calcula, pentru o schemă echivalentă cu impedanțele exprimate în ohmi, cu ajutorul relației (8.48). În cazurile în care se efectuează calcule aproximative, se pot folosi următoarele valori medii ale tensiunilor electromotoare supratranzitorii:

— pentru turbogeneratoare $E'' = 1{,}08\ U$;

— pentru hidrogeneratoare cu înfășurări de amortizare $E'' = 1{,}13\ U$;

— pentru hidrogeneratoare fără înfășurări de amortizare $E'' = 1{,}18\ U$.

Dacă nu se cunosc suficient datele necesare ale tipului constructiv de mașină, se poate lua o valoare medie, $E'' = 1{,}1\ U$. În particular, valoarea absolută a curentului supratranzitoriu inițial la locul de scurtcircuit se poate calcula și cu relația aproximativă:

$$I_0'' = \frac{U_{k0}}{\sqrt{3}(X_d'' + X_k)}, \tag{8.115}$$

în care U_{k0} reprezintă tensiunea între faze, anterioară defectului la locul de scurtcircuit.

Dacă mărimile sînt exprimate în unități relative, atunci se utilizează relația:

$$I_0''^{*} = \frac{E''^{*}}{X_d''^{*} + X_k^{*}} = \alpha \frac{U^{*}}{X_d''^{*} + X_k^{*}}, \tag{8.116}$$

în care α ia valorile indicate mai înainte sau o valoare medie egală cu 1,1.

Curentul de scurtcircuit trifazat exprimat în unități absolute se determină cu ajutorul relației (8.92) scrisă sub forma:

$$I_0'' = I_0''^{*} \cdot I_b = \alpha \frac{U^{*}}{X_d''^{*} + X_k^{*}}\ I_b \quad [\mathrm{A}]. \tag{8.117}$$

Dacă tensiunea de bază se alege egală cu tensiunea medie a locului de scurtcircuit anterioară momentului de defect, atunci $U^{*} = 1$ și relația (8.115) scrisă în unități relative devine:

$$I_0''^{*} = \frac{1}{X_d''^{*} + X_k^{*}} \quad \text{și} \quad I_0'' = \frac{I_b}{X_d''^{*} + X_k^{*}} \quad [\mathrm{A}]. \tag{8.118}$$

Metoda analitică de calcul, în cazul scurtcircuitelor nesimetrice, ține seama de relațiile care există între componenta de succesiune directă a fiecărui

tip de defect și curentul de scurtcircuit. Sub formă sintetică, aceste relații, pentru momentul inițial al procesului de scurtcircuit, sînt:

$$I_k^{(1)} = 3\,I_1^{(1)};\quad I_k^{(2)} = \sqrt{3}\,I_1^{(2)};\quad I_k^{(1.1)} = \sqrt{3}\sqrt{1 - \frac{X_0 X_2}{(X_0 + X_2)^2}}\cdot I_1^{(1.1)} = m^{(1.1)}\,I_1^{(1.1)}, \tag{8.119}$$

în care componentele de succesiune directă corespunzătoare fiecărui tip de defect sînt date de relațiile (8.66), (8.74) sau (8.79).

În majoritatea cazurilor, practic, pentru momentul inițial al defectului, schemele de succesiune inversă pot fi considerate identice cu cele de succesiune directă, eliminînd din acestea din urmă toate tensiunile electromotoare (adică $\underline{Z}'' = \underline{Z}_1 \approx \underline{Z}_2$ sau $X'' = X_1 \approx X_2$).

În unități relative, pentru calculul curenților de scurtcircuit nesimetrici se utilizează următoarele relații:

— pentru scurtcircuitul monofazat:

$$I_1^{(1)} = \frac{I_b}{X_1^* + X_2^* + X_0^*};\quad I_k^{(1)} = \frac{3\,I_b}{X_1^* + X_2^* + X_0^*}; \tag{8.120}$$

— pentru scurtcircuitul bifazat:

$$I_1^{(2)} = \frac{I_b}{X_1^* + X_2^*} = -\,I_2^{(2)};\qquad I_k^{(2)} = \sqrt{3}\,\frac{I_b}{X_1^* + X_2^*}; \tag{8.121}$$

— pentru scurtcircuitul bifazat cu punere la pămînt:

$$I_1^{(1.1)} = \frac{I_b}{X_1^* + \dfrac{X_2^* X_0^*}{X_2^* + X_0^*}};\quad I_k^{(1.1)} = m^{(1.1)}\frac{I_b}{X_1^* + \dfrac{X_2^* \cdot X_0^*}{X_2^* + X_9^*}}. \tag{8.122}$$

În ultimele patru relații s-a considerat $U^* = 1$, adică s-a ales tensiunea de bază egală cu tensiunea medie a locului de scurtcircuit.

Determinarea curentului de șoc la scurtcircuit se face cu ajutorul relației (8.10), în care se consideră că amplitudinea curentului supratranzitoriu inițial își păstrează practic valoarea inițială în timpul unei semiperioade și se ține seama numai de amortizarea componentei aperiodice de curent.

Observație. În calculul curentului supratranzitoriu nu s-a ținut seama de sarcina electrică (motoare sincrone, asincrone) a cărei comportare în momentul inițial, depinde de valoarea tensiunii remanente în punctul de conectare al acesteia sau de depărtarea relativă față de locul de scurtcircuit.

Motoarele sincrone se caracterizează în momentul inițial al perturbării bruște a regimului ca și generatoarele sincrone, prin reactanțele supratranzitorii după cele două axe și prin tensiunile electromotoare corespunzătoare, aplicate în spatele acestora, valorile ultimelor mărimi depinzînd de regimul anterior de excitație. La motorul sincron supraexcitat sau la compensatorul

sincron, tensiunea electromotoare supratranzitoare E'' este totdeauna mai mare decît tensiunea aplicată U. De aceea, la orice scădere bruscă a tensiunii, curentul reactiv debitat de motoare în rețea crește. Nu același lucru se petrece dacă motoarele sincrone funcționează subexcitat, cînd acestea consumă curent reactiv din rețea, deoarece $E'' < U$. În cazul particular $E'' = U$ motoarele sincrone nu participă la scurtcircuit în momentul inițial.

Introducerea în schema echivalentă a motoarelor și compensatoarelor sincrone se poate face considerînd următoarele valori ale parametrilor, exprimate în unități relative pentru condiții nominale:

— motoare sincrone: $X''^{*}_{m} = 0{,}20$; $E''^{*}_{m} = 1{,}10$;

— compensatoare sincrone: $X''^{*}_{c} = 0{,}20$; $E''^{*}_{c} = 1{,}20$.

Motoarele asincrone în regim normal de funcționare au o alunecare redusă ($2 \div 5\%$), fapt care face ca în momentul inițial al procesului de scurtcircuit ele să se comporte analog motoarelor sincrone subexcitate. Avînd în vedere simetria magnetică perfectă a rotoarelor acestora, ele se vor caracteriza printr-o reactanță supratranzitorie care reprezintă reactanța de scurtcircuit cînd alunecarea $s = 100\%$ (motorul este frînat). Mărimea relativă a acestei reactanțe se determină practic în funcție de curentul relativ de pornire (la pornirea fără reostat), cu ajutorul relației

$$X''^{*}_{m} = \frac{1}{I^{*}_{p}} \tag{8.123}$$

și este cuprinsă în limitele de $0{,}2 \div 0{,}35$, în funcție de tipul și de puterea nominală a motoarelor.

Tensiunea electromotoare supratranzitorie care trebuie conectată în spatele acestei reactanțe se poate considera egală cu o valoare medie relativă $E''^{*} = 0{,}9$. Participarea motorului asincron în momentul inițial al perturbării bruște a regimului este determinată de raportul dintre E''^{*} și tensiunea care se modifică brusc de la locul de conectare al acestuia în rețea.

În calculele practice ale curentului supratranzitoriu inițial se consideră separat numai motoarele cu puteri nominale ridicate (de ordinul megawați), în funcție de extinderea rețelei avariate și de elementele componente ale acesteia. Toate celelalte motoare împreună cu alți consumatori de energie se introduc sub forma unor sarcini generalizate, caracterizate printr-o reactanță supratranzitorie și tensiunea electromotoare corespunzătoare, ale căror mărimi relative la puterea totală a sarcinii (MVA) și tensiunea nominală medie a treptei unde aceasta este conectată, au valorile aproximative:

$$X''^{*}_{sarc} = 0{,}35 \quad \text{și} \quad E''^{*} = 0{,}85.$$

Avînd în vedere aceste considerații, relațiile (8.48), (8.116) și (8.118) se pot completa cu un termen determinat de sarcina electrică. Creșterea maximă a curentului supratranzitoriu inițial are loc cînd reactanța interioară de scurtcircuit este egală cu zero. În aceste condiții curentul de șoc la scurtcircuit va fi calculat cu relația:

$$i_{șoc} = k_{ș} \sqrt{2}\, I''_{0} + k_{șm} \sqrt{2}\, I''_{m}, \tag{8.124}$$

în care: I''_{m} reprezintă curentul supratranzitoriu inițial debitat de motoare;

$k_{șm}$ — coeficientul de șoc la scurtcircuit al acestor motoare, ale cărui valori variază în funcție de tipul sarcinii. La motoarele asincrone

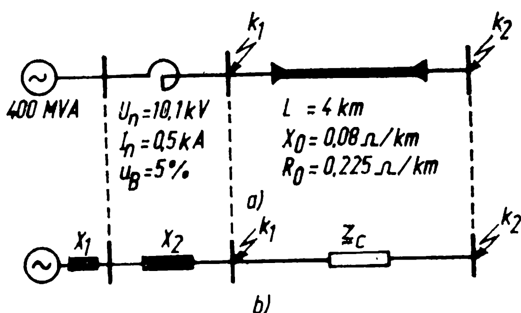


Fig. 8.36. Schema rețelei avariate de un scurtcircuit trifazat corespunzătoare aplicației 8.1: *a* — schema inițială; *b* — schema echivalentă

mari $k_{şm} \approx 1,8$ și scade la aproximativ 1,5—1,6 cînd puterea nominală a acestora se reduce sub 200 kW. La motoarele mici, sau în cazul unor sarcini generalizate, $k_{şm} \approx 1$, iar la motoarele și compensatoarele sincrone $k_{şm}$ are aceleași valori ca la generatoarele sincrone de puteri similare.

În cazul scurtcircuitelor nesimetrice, tensiunea de succesiune directă este totdeauna mai mare decît la un scurtcircuit trifazat în același punct. De aceea, efectul de supraalimentare provocat de motoarele asincrone sau de sarcina considerată în ansamblu la scurtcircuitele nesimetrice se manifestă în mică măsură, în raport cu scurtcircuitul trifazat. În acest caz, la calculul curentului de șoc, sarcina se poate neglija, exceptînd cazurile unor motoare asincrone mari conectate direct în punctul de scurtcircuit.

Aplicația 8.1. Să se calculeze curenții de scurtcircuit trifazat în rețeaua de distribuție de 10 kV dată în figura 8.36 ținînd seama că defectele se produc în punctele k_1 și k_2. Puterea de scurtcircuit la barele sistemului care alimentează defectul este 400 MVA. Pe fider se află montată o bobină de inductanță cu caracteristicile indicate în figura 8.36, *a*.

Rezolvare. Se determină reactanțele și impedanțele elementelor circuitului, în ohmi și se obține:

— reactanța sistemului: $X_1 = \dfrac{10,5^2}{400} = 0,276\ \Omega;$

— reactanța bobinei de inductanță: $X_2 = \dfrac{5}{100} \cdot \dfrac{10}{1,73 \cdot 0,5} = 0,578\ \Omega;$

— impedanța fiderului:

$$\underline{Z}_c = (0,225 + \mathrm{j}\,0,08)\,4 = (0,9 + \mathrm{j}\,0,32)\ \Omega.$$

Reactanța și impedanța echivalentă punctelor de scurtcircuit au valorile:

$$X_{k_1} = 0,276 + 0,578 = 0,854\ \Omega;$$

$$\underline{Z}_{k_2} = (0,9 + \mathrm{j}\,1,174)\ \Omega,$$

iar curenții de scurtcircuit corespunzători punctelor k_1 și k_2 (componentele periodice):

$$I_{k_1} = \frac{10,5}{1,73 \cdot 0,854} = 7,107\ \text{kA}; \quad (i_{şoc})_{k_1} = \sqrt{2} \cdot 1,8 \cdot 7,107 = 18,03\ \text{kA};$$

$$(I_{şoc})_{k_1} = 1,52 \cdot 7,107 = 10,8\ \text{kA};$$

$$I_{k_2} = \frac{10,5}{1,73\sqrt{0,9^2 + 1,174^2}} = 4,079\ \text{kA}.$$

Pentru determinarea constantei de timp din relația de calcul a coeficientului de șoc se utilizează datele reale ale problemei. Astfel:

$$T_{k_2} = \frac{X_{k_2}}{R_{k_2}\omega} = \frac{1,174}{314 \cdot 0,9} = 0,0042 \text{ s};$$

$$(k_{şoc})_{k_2} = \left(1 + e^{-\frac{t}{T_{k_2}}}\right) = \left(1 + e^{-\frac{0,01}{0,0042}}\right) = 1,1;$$

$$(i_{şoc})_{k_2} = 1,1 \cdot \sqrt{2} \cdot 4,079 = 6,33 \text{ kA};$$

$$(I_{şoc})_{k_2} = \sqrt{1 + 2(1,1 - 1)^2} \cdot 4,079 = 4,12 \text{ kA}.$$

Observație. În calculele practice de scurtcircuit, considerarea sistemului electric se face aproximativ. În lipsa datelor necesare care să caracterizeze sistemul, acesta se consideră ca o sursă de putere infinită, a cărui participare la alimentarea scurtcircuitului este limitată numai de reactanțele acelor elemente-linii, bobine, transformatoare — care efectuează legătura dintre sistem și punctul de scurtcircuit. Dacă însă se cunoaște valoarea curentului supratranzitoriu inițial I'' sau puterea corespunzătoare S_k'' la un scurtcircuit trifazat oarecare al sistemului, se poate determina reactanța lui, în raport cu acest punct, cu relația:

$$X_s = \frac{U_{med}}{\sqrt{3}I''} = \frac{U_{med}^2}{S_k''} \quad \Omega]$$

sau în unități relative:

$$X_{s(b)}^* = \frac{I_b}{I''} = \frac{S_b}{S_k''},$$

unde: U_{med} reprezintă tensiunea medie a acelei trepte unde se cunoaște $I''(S_k'')$;

I_b — curentul de bază la aceeași treaptă la care s-a considerat I''.

Sursa de putere infinită se va considera conectată în spatele acestei reactanțe, așa cum s-a considerat și în această aplicație.

Aplicația 8.2. Să se determine curentul de șoc la scurtcircuit trifazat din rețeaua prezentată în figura 8.37, considerînd și influența sarcinilor. Caracteristicile elementelor rețelei sînt indicate în figură. Curentul de șoc va fi determinat pentru punctele de scurtcircuit din k_1 și k_2. În punctul k_2 se consideră că sarcina este formată din motoare asincrone mari, care sînt caracterizate prin următoarele elemente $E''^* = 0,9$ și $X_m''^* = 0,20$. Sarcina conectată la bara centralei de 200 MW, a cărei valoare este de 80 MVA, se consideră ca o sarcină generalizată în care $E''^* = 0,85$ și $X_m''^* = 0,35$. În ambele cazuri, se vor compara rezultatele cu situația în care se neglijează sarcinile.

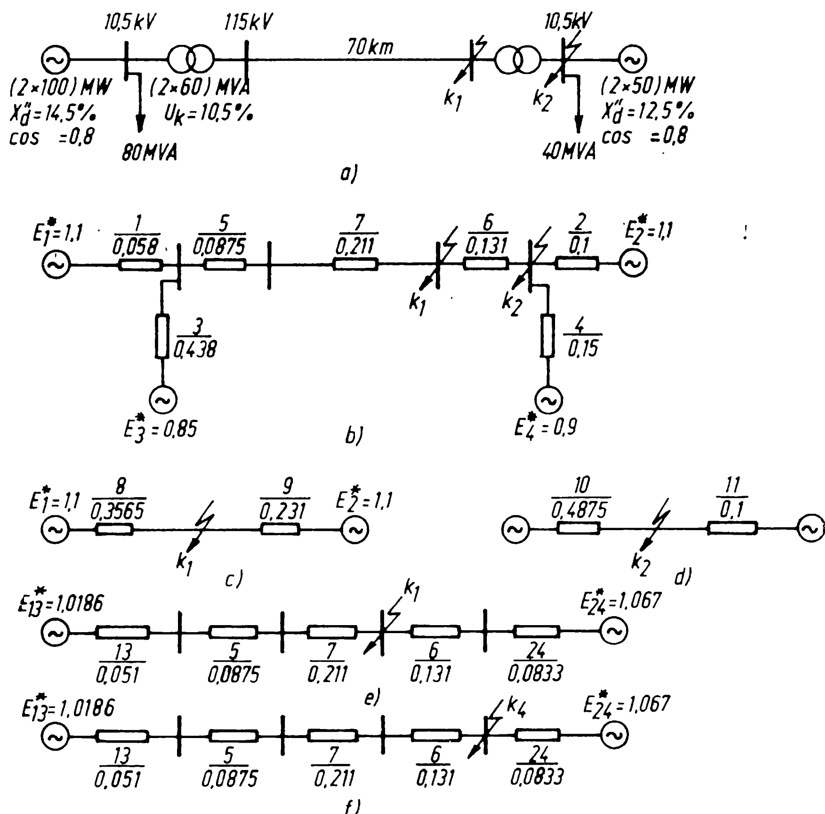


Fig. 8.37. Schema rețelei avariată de un scurtcircuit trifazat corespunzătoare aplicației 8.2:

a — schema inițială; *b* — schema echivalentă; *c, d, e, f* — scheme echivalente intermediare reduse.

a. Determinarea curenților fără considerarea sarcinilor

Pentru calcularea reactanțelor se consideră $S_b = 100$ MVA și $U_b = U_{med} = 115$ kV. Tensiunile electromotoare supratranzitorii relative ale centralelor electrice se aleg, conform indicațiilor anterioare, egale cu o valoare medie de 1,1.

Reactanțele relative ale elementelor rețelei se calculează cu relația (8.96) și au valorile:

$$X_1^* = \frac{14{,}5}{100} \cdot \frac{100}{200} \cdot 0{,}8 = 0{,}058; \quad X_2^* = \frac{12{,}5}{100} \cdot \frac{100}{100} \cdot 0{,}8 = 0{,}1;$$

$$X_3^* = \frac{35}{100} \cdot \frac{100}{80} = 0{,}438; \quad X_4^* = \frac{20}{100} \cdot \frac{100}{40} = 0{,}5;$$

$$X_5^* = \frac{10{,}5}{100} \cdot \frac{100}{120} = 0{,}075; \quad X_6^* = \frac{10{,}5}{100} \cdot \frac{100}{80} = 0{,}131;$$

$$X_7^* = 0{,}4 \cdot 70 \frac{100}{115^2} = 0{,}211.$$

Schemele echivalente corespunzătoare celor două puncte de scurtcircuit sînt date în figurile 8.37, *c* și *d*, în care:

$$X_8^* = X_1^* + X_5^* + X_7^* = 0{,}3565;$$

$$X_9^* = X_2^* + X_6^* = 0{,}231;$$

$$X_{10}^* = X_8^* + X_6^* = 0{,}4875; \quad X_{11}^* = X_2^* = 0{,}10.$$

Reactanțele echivalente finale ale celor două scheme date în figurile 8.37, *c* și *d* au valorile:

$$(X_e^*)_{k_1} = X_8^* \| X_9^* = 0{,}14; \quad (X_e^*)_{k_2} = X_{10}^* \| X_{11}^* = 0{,}083.$$

Curenții supratranzitorii inițiali, curenții de șoc la scurtcircuit și valorile efective ale curenților de șoc sînt:

$$(I_0'')_{k_1} = (I_0''^*)_{k_1} \cdot I_b = \frac{1{,}1}{0{,}14} \cdot \frac{100}{\sqrt{3} \cdot 115} = 3{,}95 \text{ kA};$$

$$(i_{şoc})_{k_1} = 2{,}55 \cdot 3{,}95 = 10{,}073;$$

$$(I_{şoc})_{k_1} = 1{,}52 \cdot 3{,}95 = 6 \text{ kA};$$

$$(I_0'')_{k_2} = (I_0''^*)_{k_2} \cdot I_b = \frac{1{,}1}{0{,}083} \cdot \frac{100}{\sqrt{3} \cdot 10{,}5} = 72{,}96 \text{ kA};$$

$$(i_{şoc})_{k_2} = 2{,}55 \cdot 72{,}96 = 186 \text{ kA};$$

$$(I_{şoc})_{k_2} = 1{,}52 \cdot 72{,}96 = 110{,}9 \text{ kA}.$$

b. **Determinarea curenților cu considerarea sarcinilor**

În acest caz, se pun mai întîi în paralel tensiunile electromotoare E_1 și E_3, E_2 și E_4, precum și reactanțele corespunzătoare obținînd următoarele rezultate:

$$E_{13}^* = E_1^* \| E_3^* = \frac{\dfrac{1{,}1}{0{,}058} + \dfrac{0{,}85}{0{,}438}}{\dfrac{1}{0{,}058} + \dfrac{1}{0{,}438}} = 1{,}0186;$$

$$X_{13}^* = X_1^* \| X_3^* = 0{,}051;$$

$$E_{24}^* = E_2^* \| E_4^* = \frac{\dfrac{1{,}1}{0{,}1} + \dfrac{0{,}9}{0{,}5}}{\dfrac{1}{0{,}1} + \dfrac{1}{0{,}5}} = 1{,}070;$$

$$X_{24}^* = X_2^* \| X_4^* = 0{,}0833.$$

Schemele echivalente corespunzătoare sînt date în figurile 8.37, *e* și *f*, din care reies următoarele rezultate:

— pentru schema din figura 8.37, *e*:

$$X_{12}^* = X_{13}^* + X_5^* + X_7^* = 0{,}051 + 0{,}0875 + 0{,}211 = 0{,}3495;$$

$$X_{14}^* = X_{24}^* + X_6^* = 0{,}0833 + 0{,}131 = 0{,}2143;$$

$$(E_e^*)_{k_1} = \frac{\dfrac{1{,}0186}{0{,}3495} + \dfrac{1{,}070}{0{,}2143}}{\dfrac{1}{0{,}3495} + \dfrac{1}{0{,}2143}} = 1{,}052;$$

$$(X_e^*)_{k_1} = X_{12}^* \| X_{14}^* = \frac{0{,}3495 \cdot 0{,}2143}{0{,}5638} = 0{,}1308.$$

Curentul supratranzitoriu inițial și curentul de șoc au valorile:

$$(I_0'')_{k_1} = (I_0^*)_{k_1} \cdot I_b = \frac{1{,}052}{0{,}1308} \cdot \frac{100}{\sqrt{3} \cdot 115} = 4{,}043 \text{ kA};$$

$$(i_{șoc})_{k_1} = 2{,}55 \cdot 4{,}043 = 10{,}31 \text{ kA};$$

$$(I_{șoc})_{k_1} = 1{,}52 \cdot 4{,}043 = 6{,}15 \text{ kA};$$

— pentru schema din figura 8.37, *f*:

$$X_{15}^* = X_{13}^* + X_5^* + X_7^* + X_6^* = 0{,}051 + 0{,}0875 + 0{,}211 + 0{,}131 = 0{,}4805.$$

$$X_{.6}^* = X_{24}^* = 0{,}0833;$$

$$(E_e^*)_{k_2} = \frac{\dfrac{1{,}0186}{0{,}4805} + \dfrac{1{,}07}{0{,}0833}}{\dfrac{1}{0{,}4805} + \dfrac{1}{0{,}0833}} = 1{,}063;$$

$$(X)_{e\,k_2}^* = X_{15}^* \| X_{16}^* = \frac{0{,}4805 \cdot 0{,}0833}{0{,}5638} = 0{,}071.$$

Curentul supratranzitoriu inițial și curentul de șoc au valorile:

$$(I_0'')_{k_2} = (I_0''^*)_{k_2} \cdot I_b = \frac{1{,}063}{0{,}071} \cdot \frac{100}{\sqrt{3} \cdot 10{,}5} = 82{,}42 \text{ kA};$$

$$(i_{șoc})_{k_2} = 2{,}55 \cdot 82{,}42 = 210{,}17 \text{ kA};$$

$$(I_{șoc})_{k_2} = 1{,}52 \cdot 82{,}42 = 125{,}28 \text{ kA}.$$

Observații. 1. Curenții de șoc la scurtcircuit au fost determinați cu aproximație în plus' deoarece s-a acceptat un coeficient de șoc global (sursă + sarcină) egal cu 1,8.

2. Se constată că sarcina contribuie la creșterea curentului supratranzitoriu inițial și, indirect, a curenților de șoc la scurtcircuit. În cazul unor scurtcircuite care sînt îndepărtate electric, influența sarcinii este redusă și în consecință, considerarea ei se poate neglija. Pentru scurtcircuitul din punctul k_1, influența sarcinii este numai 2%. Dacă scurtcircuitele se produc la bare la care sînt conectate și motoare electrice, atunci influența acestora crește. Pentru precizia calculelor, dacă sarcina se compune din motoare asincrone și sincrone mari sau compensatoare sincrone, se poate ține seama de influența ei prin considerarea parametrilor indicați mai sus. În cazul scurtcircuitului din punctul k_2 această influență este de aproximativ 13%.

8.3.3.2. *Metode grafo-analitice.* Metoda analitică de calcul aplicată fie în unități absolute, fie în unități relative, a permis determinarea curentului supratranzitoriu inițial (sau tranzitoriu inițial) și a curentului de șoc (amplitudinea și valoarea maximă a acestuia), care, în esență, reprezintă solicitările maxime la scurtcircuit trifazat ale rețelelor electrice. În unele cazuri însă, ca de exemplu, la reglarea timpilor de acționare a protecției prin relee a instalațiilor electrice sau la determinarea capacității de rupere a întreruptoarelor, este nevoie să se cunoască intensitatea curentului de scurtcircuit trifazat, în diferite momente după producerea defectului ($t = 0$; $t = 0{,}1$ s; $t = 0{,}2$ s; $t = \infty$). Acest lucru se poate efectua cu ajutorul unor metode grafo-analitice, cum ar fi *metoda caracteristicilor liniarizate sau metoda curbelor de calcul.*

În cele ce urmează va fi expusă numai metoda *curbelor de calcul* care este des utilizată la determinarea curenților de scurtcircuit, fiind relativ simplă de aplicat și, în majoritatea cazurilor, suficient de exactă. Această metodă folosește curbe speciale, care permit obținerea, pentru un moment oarecare al procesului de scurtcircuit, a intensității componentei periodice a curentului la locul de defect, în funcție de așa-numita *reactanță de calcul* sau *reactanța teoretică*. Trasarea curbelor de calcul este efectuată, de obicei, pentru o schemă echivalentă simplă ca cea din figura 8.38, în care reactanța de calcul formată din suma dintre reactanța supratranzitorie a generatorului X''_d și reactanța pînă la locul de scurtcircuit X_k, a fost variată în funcție de aceasta din urmă. Pentru valori medii ale parametrilor generatorului și pentru diferite distanțe de scurtcircuit, în schema echivalentă din figura 8.38, s-au calculat intensitățile componentelor periodice ale curenților de scurtcircuit trifazat pentru mai multe momente ale procesului de scurtcircuit. Rezultatele obținute au fost folosite pentru trasarea curbelor de calcul de forma celor prezentate în figura 8.39 corespunzătoare unor turbo și hidrogeneratoare cu puteri medii de 50÷100 MW, în care curenții și reactanțele de calcul sînt exprimate în unități relative și raportate la condițiile nominale ale

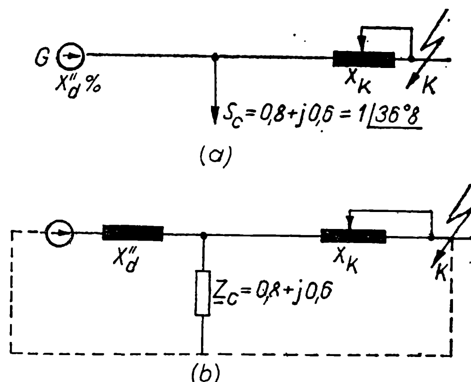


Fig. 8.38. Schema electrică pentru construirea curbelor de calcul:
a — schema inițială; *b* — schema echivalentă finală.

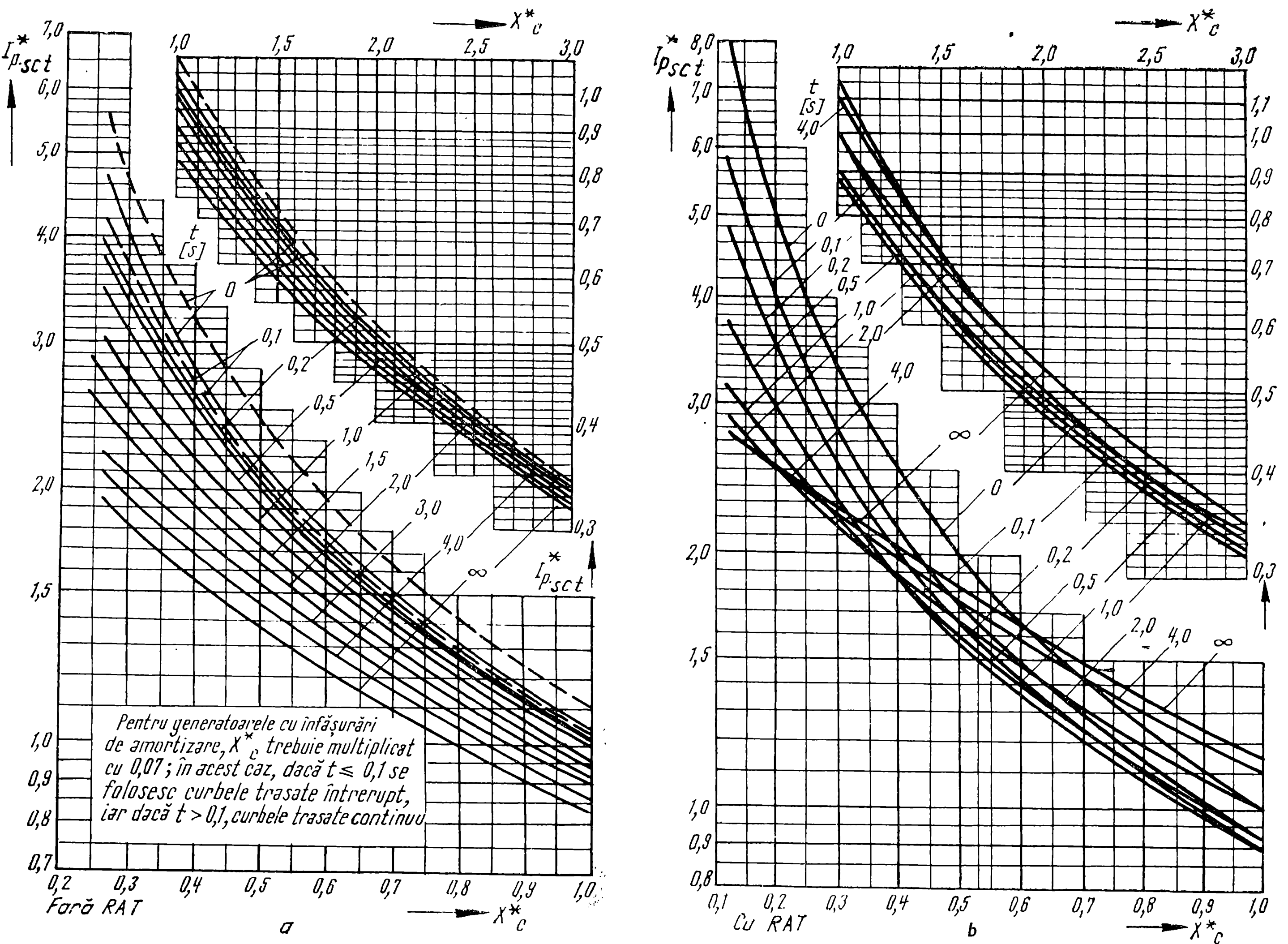


Fig. 8.39. Curbele de calcul ale curenților de scurtcircuit trifazat (componenta periodică):

a, *b* – pentru turbogeneratoare;

Pentru generatoarele cu înfăşurări de amortizare, X_{*c} trebuie multiplicat cu 0,07; în acest caz, dacă $t \leq 0,1$ se folosesc curbele trasate întrerupt, iar dacă $t > 0,1$ curbele trasate continuu

Fig. 8.39 *(continuare)*

c, d — pentru hidrogeneratoare.

generatoarelor. Trasarea unor curbe separate pentru turbo și hidrogeneratoare a fost impusă de faptul că parametrii acestora se deosebesc mult între ei. La trasarea curbelor s-a considerat că generatorul a funcționat, înaintea producerii scurtcircuitului, la sarcină nominală cu cos $\varphi = 0{,}8$ și la tensiunea nominală, iar consumatorul s-a reprezentat printr-o impedanță de valoare relativă $\underline{Z}_c = 0{,}8 + j\,0{,}6$, considerată constantă în decursul întregului proces de scurtcircuit.

Curbele de calcul sînt construite pentru o reactanță de calcul pînă la valoarea $X_c^* = 3$. Pentru $X_c^* > 3$ se consideră că scurtcircuitul este foarte îndepărtat electric de sursa generatoare, astfel că variația curentului în timp este atît de neînsemnată, încît el poate fi considerat practic constant pe parcursul procesului de scurtcircuit și egal cu valoarea sa inițială.

Din analiza figurii 8.39 se constată că pentru $X_c^* \geqslant 1$ curbele de calcul ale generatoarelor de diferite tipuri coincid. Întretăierea lor pentru diverși timpi, mai ales în domeniul unor valori mici ale reactanțelor de calcul, este o consecință a acțiunii reglajului automat al tensiunii (forțarea excitației).

Pentru aflarea intensității componentei periodice a curentului de scurtcircuit trifazat cu ajutorul curbelor de calcul se recomandă următoarea succesiune a operațiilor de calcul.

a. Se întocmește schema echivalentă a sistemului dat, în care generatoarele se introduc prin reactanțele lor supratranzitorii; sarcinile nu se iau în considerație, cu excepția compensatoarelor sincrone și a motoarelor asincrone, mari, aflate în apropierea locului de scurtcircuit, care se pot reprezenta ca generatoare de putere egală.

b. Folosind diferite transfigurări ale schemei inițiale, se găsește reactanța echivalentă în raport cu locul de scurtcircuit, corespunzătoare celei mai simple scheme finale.

c. Se determină reactanța de calcul X_c^* în unități relative pentru puterea nominală totală a generatoarelor: $S_N = S_{N1} + S_{N2} + \ldots + S_{Nm}$, care participă la alimentarea scurtcircuitului, cu ajutorul relației:

$$X_c^* = X_b^* \cdot \frac{S_N}{S_b}. \tag{8.125}$$

d. Pe diagramele din figurile 8.39, *a, b, c, d* se ia în abscisă valoarea reactanței de calcul și se trasează o verticală, care intersectează curbele în punctele de ordonate corespunzătoare valorilor efective ale componentei periodice a curentului de scurtcircuit I_{pkt}^*, la diferite momente: $t = 0$ s; $t = 0{,}1$ s; $t = 0{,}2$ s; $t = \infty$.

Valoarea căutată a componentei periodice a curentului de scurtcircuit pentru fiecare moment este:

$$I_{pkt}^* = I_{pkt}^* \cdot I_N = I_{pkt} \frac{S_N}{\sqrt{3}\, U_{med}}, \tag{8.126}$$

în care curentul nominal al generatoarelor este raportat la tensiunea medie, U_{med}, corespunzătoare treptei de tensiune unde se consideră scurtcircuitul.

Dacă reactanța de calcul este mai mare decît 3, scurtcircuitul este departe de sursa generatoare și componenta periodică se calculează cu relația:

$$I_{pk} = \frac{I_N}{X_c^*} = \frac{I_b}{X_b^*}. \tag{8.127}$$

e. Deoarece pentru aceleași condiții de bază valorile relative ale curentului și ale puterii de scurtcircuit coincid, curbele de calcul permit, în același timp, determinarea puterilor relative de scurtcircuit la diferite momente ($I^*_{pk_t} = kS^*_{k_t}$), iar relațiile (8.126) și (8.127) își mențin valabilitatea.

Observații. 1. Calculul considerat la punctele *a—e* a presupus un generator echivalent și o variație comună a curentului de scurtcircuit pentru toate generatoarele care au compus schema echivalentă unică. El conduce la condiții medii pentru generatorul unic, apropiate de cele în care se găsesc generatoarele cele mai mari. Însă puterea unui generator nu indică și contribuția acestuia la valoarea curentului de scurtcircuit. Dacă un generator puternic este foarte îndepărtat de locul de scurtcircuit, participarea sa la curentul de scurtcircuit poate fi mult mai redusă decît a unui generator de putere mică care se află situat în apropierea locului de scurtcircuit. Prin urmare, variația reală a curentului de scurtcircuit este influențată, în principal, de variația curentului generatorului situat cel mai apropiat de locul de defect, fapt care nu se oglindește în suficientă măsură în calculul după regula variației comune.

Pentru a putea utiliza metoda curbelor de calcul cu precizie satisfăcătoare, cînd distanțele surselor sînt mult diferite față de locul de scurtcircuit, se calculează separat participarea fiecărei surse la curentul de defect. În cazul unei rețele ca cea dată în figura 8.40, scurtcircuitată în punctul K_1, de exemplu, se poate constata că reducerea schemei la o sursă echivalentă unică se face fără a comite erori, deoarece toate generatoarele se află în condiții similare care corespund, în particular, cu condițiile pentru care au fost construite curbele de calcul.

Aceeași reducere la o sursă unică se poate face și cînd scurtcircuitul este situat în punctele K_2 sau K_3 cu toate că în acest caz generatorul G_2 este situat la o distanță electrică mai mare decît celelalte două. La scurtcircuit în punctul K_4 generatoarele G_1 și G_3 se află în condiții mult diferite față de generatorul G_2. În acest caz, reducerea lor la o sursă echivalentă conduce la erori în aplicarea curbelor de calcul. Aici se impune soluția mai corectă, care constă în reducerea schemei la două surse echivalente și determinarea separată a curenților generatorului G_2 și al celeilalte ramuri, formată din generatoarele G_1 și G_3. Curentul de scurtcircuit va rezulta prin însumarea celor doi curenți care corespund surselor echivalente.

2. În cadrul sistemelor electrice, există, de obicei, atît turbogeneratoare, cît și hidrogeneratoare. În acest caz, pentru determinarea curentului de scurtcircuit într-un punct oarecare, este necesar să se reducă sistemul la cel puțin două surse echivalente, corespunzătoare centralelor termoelectrice și respectiv, celor hidroelectrice.

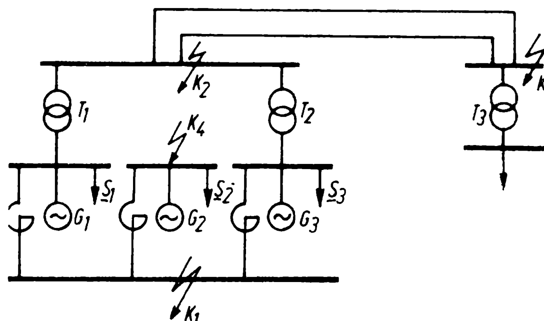


Fig. 8.40. Schema electrică a unui sistem redus la o sursă unică pentru anumite cazuri de scurtcircuit.

3. Dacă există scurtcircuite pentru care condițiile electrice sînt mult diferite și sistemul are

atît centrale hidro, cît și termoelectrice, atunci schema echivalentă poate fi redusă la mai multe surse generatoare independente între ele. În acest caz, se determină pentru fiecare dintre acestea reactanța de calcul, raportată la puterea nominală totală a generatoarelor ramurii date, și corespunzător, după curbele de calcul respective, pentru momentul t care interesează, valorile curenților relativi $I^*_{pkt_1}$, $I^*_{pkt_2}$, ... Componenta periodică a curentului de scurtcircuit căutată la locul de defect va fi:

$$I_{pkt} = I^*_{pkt_1} \cdot I_{N1} + \ldots + I^*_{pkt_k} \cdot I_{N_k}, \tag{8.128}$$

unde I_{N_k} reprezintă curenții nominali ai diferitelor ramuri generatoare, raportați la tensiunea U_{med}, corespunzătoare sectorului de rețea în care s-a produs scurtcircuitul.

4. Dacă în sistem există și surse de putere infinită, acestea trebuie considerate în mod necesar într-o ramură independentă, pentru care curentul se poate determina cu relația (8.118), ținînd seama de reactanța relativă a acesteia. Valoarea curentului se consideră constantă în tot timpul procesului de scurtcircuit.

5. Metoda curbelor de calcul poate fi folosită și în cazul scurtcircuitelor nesimetrice pentru determinarea curentului de succesiune directă într-un moment oarecare al procesului de scurtcircuit. În acest scop, se va determina reactanța de calcul a schemei echivalente de succesiune directă, în care în punctul de scurtcircuit se conectează o reactanță suplimentară echivalentă $X_e^{(n)}$ specifică fiecărui tip de scurtcircuit, indicată în tabela 8.2. Dacă la un scurtcircuit trifazat în punctul considerat, reactanța de calcul este $X_c^{*(3)}$, la un scurtcircuit nesimetric, în același punct, reactanța de calcul este:

$$X_c^{*(n)} = X_c^{*(3)}\left(1 + \frac{X_e^{*(n)}}{X^*_{1e}}\right), \tag{8.129}$$

în care X^*_{1e} reprezintă reactanța echivalentă a schemei de succesiune directă determinată în raport cu punctul de scurtcircuit și în raport cu cerințele acestei metode.

Relația (8.129) se poate aplica atît în cazul calculului în care se consideră variația pentru un generator echivalent, cît și în cazul calculului cu considerarea variației individuale a surselor. În acest ultim caz, prin $X_c^{*(3)}$ se va înțelege reactanța de calcul a ramurii generatoare separată de sistem.

Folosind reactanța de calcul pentru tipul de scurtcircuit se determină valoarea relativă a curentului de succesiune directă din curbele de calcul, ca în figura 8.41.

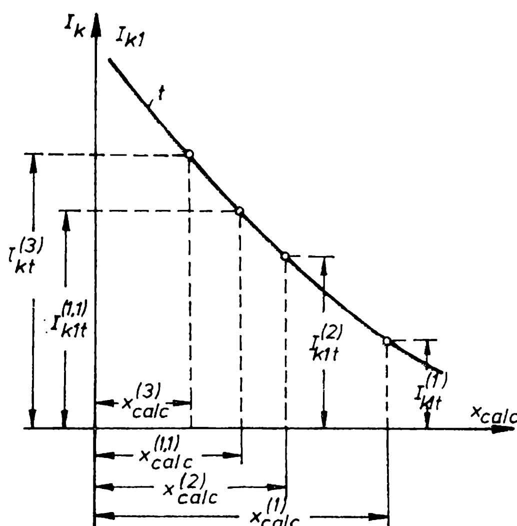


Fig. 8.41. Utilizarea curbelor de calcul pentru determinarea componentei periodice a curenților de scurtcircuit nesimetric.

Valoarea componentei periodice a curentului într-un anumit moment, la locul de scurtcircuit nesimetric este dată de relația:

$$I_{kt}^{(n)} = m^{(n)} \cdot I_{1t}^{*(n)} \cdot I_N \tag{8.130}$$

sau cînd se calculează după variația individuală:

$$I_{kt}^{(n)} = m^{(n)} [I_{1t_1}^{*(n)} \cdot I_{N_1} + I_{1t_2}^{*(n)} \cdot I_{N_2} + \ldots + I_{1t_k}^{*(n)} \cdot I_{N_k}] \tag{8.131}$$

unde: $m^{(n)}$ reprezintă coeficientul caracteristic fiecărui tip de scurtcircuit nesimetric dat în tabela 8.2 și în figura 8.41;

I_N — curentul nominal total al generatoarelor, raportat la tensiunea acelei trepte unde s-a produs scurtcircuitul;

$I_{1t_k}^{*(n)}$ — curenții relativi de succesiune directă obținuți din curbele de calcul pentru sursele 1, 2, ... ,n;

I_{N_k} — curenții nominali ai acelorași surse, raportați la tensiunea acelei trepte unde se consideră scurtcircuitul.

Sursa de putere infinită va fi considerată în același mod ca și la calculul scurtcircuitului trifazat. Pentru aceasta trebuie determinată reactanța în raport cu punctul de scurtcircuit, considerînd acest punct la o distanță $X_e^{(n)}$ față de punctul real de scurtcircuit, sau altfel spus, se va considera în calcule o reactanță compusă din reactanța sistemului de putere infinită X_s, calculată ca în aplicația 8.1, și reactanța echivalentă suplimentară $X_e^{(n)}(X = X_s + X_e^{(n)})$. Apoi curentul de succesiune directă debitat calculat cu reactanța totală se va aduna la curenții de aceeași succesiune debitați de celelalte generatoare.

6. În calculul scurtcircuitelor nesimetrice se poate renunța adesea la considerarea variației individuale sau se poate efectua calculul pentru un număr mai mic de ramuri separate. Acest lucru este determinat de reactanța suplimentară $X_e^{(n)}$, care face ca condițiile pentru diferitele generatoare la scurtcircuite nesimetrice să difere mai puțin între ele decît la un scurtcircuit trifazat în același punct.

8.4. TRATAREA NEUTRULUI ÎN REȚELELE ELECTRICE

În orice sistem trifazat echilibrat direct sau invers există un *neutru electric* situat în centrul de greutate al triunghiului echilateral din figura 8.42, *a*, format din tensiunile compuse *12*, *23* și *31*. Într-o rețea electrică alimentată prin secundarul unui transformator cu conexiunea triunghi, de exemplu, acest neutru există și definește cele trei tensiuni simple reprezentate prin fazorii *N1*, *N2* și *N3*. El se poate verifica cu ajutorul montajului electric dat în figura 8.42, *b*. Dacă cele trei lămpi incandescente sînt identice, atunci ele au la borne o tensiune de 220 V și punctul comun al lor este la potențialul neutrului electric *N*.

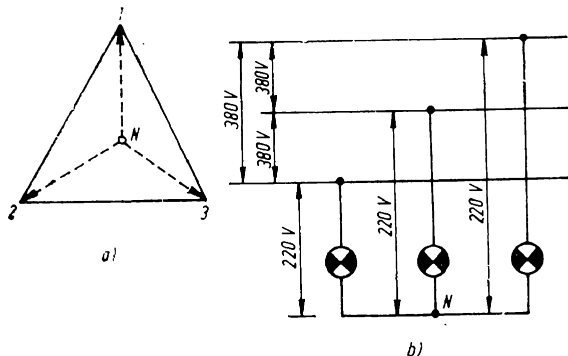


Fig. 8.42. Reprezentarea neutrului și determinarea experimentală a acestuia.

Dacă rețeaua este perfect izolată, potențialul acestui neutru nu este fix și poate lua orice valoare cuprinsă teoretic între zero și tensiunea simplă a rețelei la 50 Hz.

Astfel, cînd rețeaua trifazată este simetrică și nu prezintă defecte, potențialul punctului neutru coincide cu potențialul pămîntului, așa cum se observă în figura 8.43, *a*. Toate cele trei faze au capacitățile față de pămînt, rezistențele de izolație ρ și tensiunile identice. În aceste condiții, conductoarele neutre, în cazul cînd ele există, nu vor fi parcurse de curent, iar punctele neutre ale transformatoarelor cu înfășurările conectate în stea, vor avea potențialul față de pămînt egal cu zero. În consecință, *la funcționarea rețelelor în regimuri normale, simetrice*, este *indiferent dacă neutrul transformatoarelor este izolat sau legat la pămînt.*

În realitate, punctul neutru al unei rețele electrice este rar confundat cu pămîntul și are potențialul zero. În cele mai multe cazuri, el are un anumit potențial în raport cu pămîntul, creat de cele mai diverse cauze.

Astfel, dacă capacitățile față de pămînt ale fazelor și rezistențele de izolație ale acestora nu sînt identice, atunci se creează o oarecare nesimetrie a rețelei care se caracterizează printr-o *deplasare* a punctului neutru în raport cu pămîntul.

Circuitele secundare, cu bobinele contactoarelor sau releele de protecție, sînt alimentate din ce în ce mai frecvent în curent continuu cu ajutorul unor redresoare simple, ca în figura 8.43, *b*. În acest caz, orice defect de izolație care se produce în aval de redresor, provoacă o creștere a potențialului rețelei de curent alternativ și în particular a neutrului acesteia. Acest potențial va fi de semn opus polarității din defect. În aceste condiții este posibil ca neutrul rețelelor de curent alternativ să aibă un *potențial continuu*, în raport cu pămîntul. Există chiar posibilitatea suprapunerii a două potențiale pe neutrul rețelei, unul *continuu*, celălalt *alternativ*. De asemenea, supratensiunile de origine internă sau externă pot produce creșteri importante ale potențialului neutrului transformatoarelor.

Dacă se consideră cazul extrem de punere la pămînt a unei faze, capacitatea și rezistența de izolație ale acesteia devin nule, iar potențialul punctului neutru față de pămînt corespunde tensiunii simple a rețelei, așa cum se observă din diagrama tensiunilor dată în figura 8.43, *c*. În consecință, tratarea neutrului transformatoarelor prezintă o importanță deosebită la funcționarea rețelelor în regimuri nesimetrice, cînd una din faze se pune accidental la pămînt. Analizînd cazul prezentat în figura 8.43, *c*, se poate constata ușor (v. paragraful 8.2.5.) că fazele sănătoase vor avea față de pămînt o tensiune egală cu tensiunea compusă a rețelei. Acest fapt face ca izolația lor să fie solicitată de $\sqrt{3}$ ori mai mult decît în cazul funcționării rețelei în regim normal.

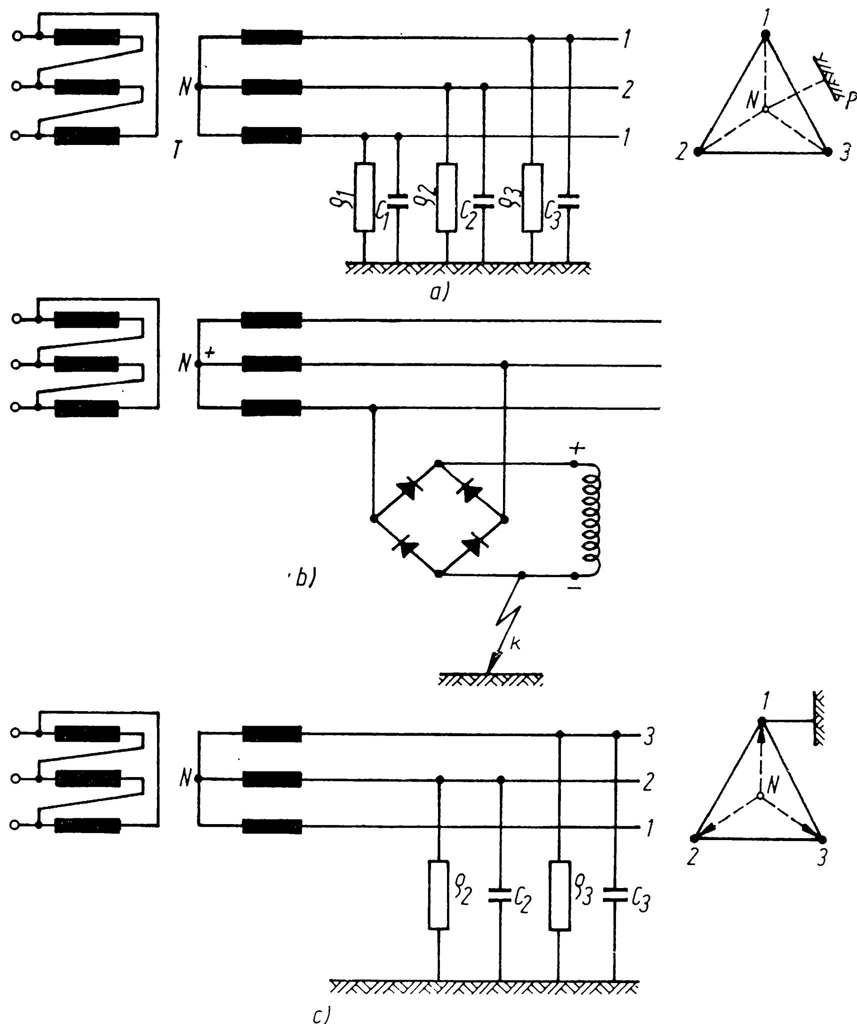


Fig. 8.43. Variația potențialului punctului neutru al unei rețele trifazate în raport cu pămîntul.

Dacă însă neutrul transformatoarelor va fi legat direct la pămînt, atunci punerea accidentală la pămînt a unei faze produce un curent de scurtcircuit monofazat.

8.4.1. MODURI DE TRATARE A NEUTRULUI ÎN REȚELE ELECTRICE

Din cele de mai sus a rezultat că modul de tratare a neutrului transformatoarelor din rețele electrice determină, în anumite condiții, fie apariția unor curenți cu intensități mari, fie a unor supratensiuni.

În principal există trei metode, principial diferite, pentru tratarea neutrului transformatoarelor și anume: *neutrul legat direct la pămînt, neutrul legat la*

pămînt printr-o impedanță, în particular printr-o *bobină de stingere* și *neutrul izolat față de pămînt*. Fiecare din aceste trei metode se aplică în funcție de caracteristicile și tensiunea nominală a rețelei, prezentînd avantaje și dezavantaje.

8.4.1.1. *Rețele cu neutrul legat direct la pămînt*. O măsură radicală împotriva variației sensibile a potențialului punctului neutru și a supratensiunilor care o însoțesc este legarea la pămînt a punctului neutru al transformatoarelor. Această metodă se utilizează, în general, pentru rețelele aeriene de înaltă tensiune de 110 kV, și se realizează printr-o legătură solidă la pămînt a punctului neutru al unuia sau mai multor transformatoare. În acest caz, orice punere la pămînt a unei faze devine un scurtcircuit monofazat. Dacă punerea la pămînt este accidentală și se realizează printr-un arc electric, atunci eliminarea defectului poate fi provocată prin declanșarea și reanclanșarea automată rapidă.

În figura 8.44 se prezintă o rețea trifazată cu neutrul legat la pămînt, în care una din faze este pusă la pămînt. Intensitatea curentului care circulă prin pămînt, între locul defectului și neutrul legat la pămînt, se poate determina cu ajutorul componentelor simetrice, așa cum s-a arătat la paragraful 8.2.5. La același rezultat se poate ajunge în mod direct, conform figurii 8.44 din care se observă că curentul care circulă prin pămînt între locul defectului și neutrul legat la pămînt are două componente, determinate de tensiunea fazei $-\underline{V}_1$. Prima dintre acestea se închide direct prin înfășurarea fazei scurtcircuitate a transformatorului T_1 și pămînt; intensitatea sa este limitată de fluxul de scăpări a acestei faze a transformatorului T_1, care determină inductanța L_1. A doua componentă se închide pe două ramuri egale și în paralel, prin înfășurările celorlalte două faze ale transformatorului, prin cele două conductoare sănătoase, prin transformatorul T_2, cu inductanță de scăpări L_2, înapoi la locul de scurtcircuit. În acest caz, capacitățile rețelei nu au nici o importanță practică.

Curentul total de scurtcircuit care trece prin pămînt este determinat de relația:

$$I_K = \frac{V_1}{\omega L_1} + 2\,\frac{V_1}{\omega L_1 + \omega L_2} = \frac{V_1}{\omega L_1}\left(1 + \frac{2}{1 + \frac{L_2}{L_1}}\right), \tag{8.132}$$

unde pentru simplificare au fost neglijate rezistențele liniilor și ale circuitelor din pămînt, iar reactanțele lor au fost incluse în cele ale transformatoarelor.

Dacă transformatorul T_2 de la capătul liniei are o putere mică în comparație cu cea a transformatorului legat la pămînt, sau dacă linia este deconectată la acest capăt, inductanța L_2 devine foarte mare în comparație cu inductanța L_1. Ca urmare, al doilea termen din ecuația (8.132) tinde către zero, iar intensitatea curentului de scurtcircuit monofazat este determinată practic numai de inductanța înfășurării conectate la linia defectă. Dacă însă transformatorul T_2 are o putere

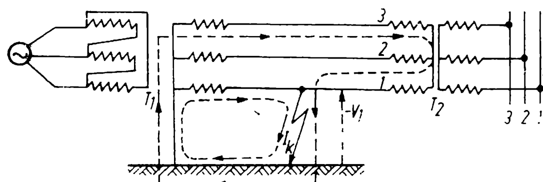


Fig. 8.44. Curentul de scurtcircuit monofazat într-o rețea trifazată.

mare, inductanța L_2 este mică în comparație cu inductanța L_1 și paranteza ecuației (8.132) se apropie de valoarea *3*. În acest caz, transformatorul cu punctul neutru legat la pămînt are practic cele trei borne scurtcircuitate și prin aceasta, reactanța de scurtcircuit a celor trei înfășurări devine $\omega L_1/3$. Curenții de scurtcircuit monofazat încarcă cu importante sarcini nesimetrice centralele din sistem și produc scăderea apreciabilă a tensiunii. În unele cazuri, intensitatea acestora depășește pe cea a curenților de scurtcircuit trifazat. De aceea, orice scurtcircuit monofazat determină acționarea protecției prin relee, care comandă declanșarea circuitului avariat. În acest fel se evită distrugerile care pot fi cauzate de arcul electric, iar scurtcircuitul monofazat nu se mai poate transforma în scurtcircuit bifazat sau trifazat.

De asemenea, în cazul unei legări rigide la pămînt a neutrului, acele părți ale bobinajelor transformatoarelor care se află în apropierea neutrului, nu vor avea față de pămînt un potențial prea mare, chiar în timpul defectului. Datorită acestui fapt este posibil ca nivelul izolației acestor bobine să fie redus față de cel al bobinelor din apropierea bornelor de înaltă tensiune ale transformatorului. O astfel de izolație în trepte a înfășurării se numește *degresivă* și costă mult mai puțin.

Dezavantajul principal al legării neutrului direct la pămînt constă în faptul că *apariția curenților de scurtcircuit monofazat* provoacă *perturbări în liniile de telecomunicații* și în *transmisiunile radiofonice*. De aceea este necesar ca pe aceste linii de telecomunicații să se monteze mijloace speciale de protecție împotriva perturbărilor produse de liniile de transport de energie electrică situate în apropiere. O soluție, utilizată și în țara noastră, constă în respectarea anumitor distanțe între liniile de telecomunicații și cele de transport de energie electrică.

Din punct de vedere al tensiunilor pe fază, simetria perfectă a acestora s-ar menține în cazul unui scurtcircuit monofazat, numai dacă rezistența prizei de legare la pămînt ar fi teoretic nulă. În realitate însă, rezistența prizei de legare la pămînt, deși are o valoare foarte mică, condiționează o cădere de tensiune datorită intensităților mari ale curenților de scurtcircuit monofazat. Ca urmare potențialul neutrului nu rămîne egal cu zero, ceea ce face ca tensiunea fazelor sănătoase să crească într-o oarecare măsură. Din această cauză se impune ca verificarea prizei să fie făcută frecvent, deoarece încălzirea puternică a acesteia, la trecerea curenților de scurtcircuit monofazat, provoacă o creștere a rezistenței pămîntului prin *„coacere"* și neutrul riscă să fie legat la pămînt printr-o impedanță ridicată, fără ca exploatarea să fie prevenită.

Conform recomandărilor CEI, la rețelele cu neutrul legat direct la pămînt, tensiunea fazelor sănătoase nu trebuie să depășească 0,8 din tensiunea între faze, în cazul unui scurtcircuit monofazat. În același timp, intensitatea curenților de scurtcircuit monofazat nu trebuie să depășească pe cea a curenților de scurtcircuit trifazat, pentru care sînt dimensionate aparatele electrice de comutație din rețele. În afara unor mijloace speciale, realizarea acestor condiții impune un anumit raport între reactanța de secvență homopolară și cea de secvență directă a rețelei, determinate față de locul de scurtcircuit, care trebuie să fie mai mare decît 1 și mai mic decît 3, $\left(1 < \frac{X_h}{X_d} < 3\right)$. Această condiție se realizează legînd direct la pămînt numai punctele neutre

ale unora dintre transformatoare, celelalte rămînînd izolate. În general, *se recomandă* ca în fiecare instalație electrică de înaltă tensiune să existe *cel puțin un transformator* cu *neutrul legat direct la pămînt.*

8.4.1.2. *Rețelele cu neutrul legat la pămînt prin impedanțe.* Limitarea curenților de scurtcircuit în cazul unui defect monofazat poate fi realizată, fără a produce nici o repercusiune asupra funcționării rețelei în regim normal. Pentru a obține un astfel de rezultat este suficient să se monteze impedanțe în conexiunile de legare la pămînt a transformatoarelor. Aceste impedanțe, în mod normal, nu sînt sediul nici unui curent și în caz de scurtcircuit monofazat sînt echivalente branșării în fiecare din faze a unor impedanțe de valoare triplă. Ele cresc de asemenea valoarea impedanței homopolare care nu intervine în funcționarea normală a rețelei.

Cînd rețeaua se află în regim normal de funcționare, potențialul neutrului este același cu cel al pămîntului. La apariția unui defect între o fază și pămînt, tensiunea fazelor sănătoase în raport cu pămîntul se apropie de tensiunea compusă, în funcție de valoarea impedanței conectate în neutrul transformatorului.

Fie, de exemplu, rețeaua trifazată din figura 8.45, al cărei neutru este legat la pămînt prin impedanța $\underline{Z}_0$. În cazul unei puneri la pămînt în punctul M, curentul de scurtcircuit este:

$$\underline{I}_K = \frac{3\,\underline{V}}{3\,\underline{Z}_0 + \underline{Z}'_h + \underline{Z}'_i + \underline{Z}'_d}, \qquad (8.133)$$

în care: $\underline{Z}'_h$, $\underline{Z}'_i$ și $\underline{Z}'_d$ reprezintă impedanțele de secvență homopolară, inversă și directă ale rețelei între neutru și locul de defect;

$\underline{V}$ — tensiunea pe fază a rețelei;

$3\underline{Z}_0$ — impedanța pe fază a punctului neutru.

Potențialul punctului neutru în raport cu pămîntul este determinat de căderea de tensiune în impedanța $\underline{Z}_0$, provocată de curentul de scurtcircuit:

$$\underline{V}_N = -\underline{Z}_0\,\underline{I}_K = -3\,\underline{Z}_0\,\underline{I}_h = \frac{-3\,\underline{Z}_0\underline{V}}{3\,\underline{Z}_0 + \underline{Z}'_h + \underline{Z}'_i + \underline{Z}'_d} \qquad (8.134)$$

în care: I_h este componenta homopolară a curentului de scurtcircuit.

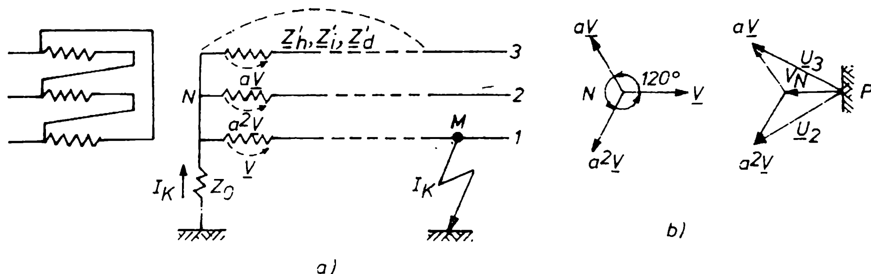


Fig. 8.45. Legarea la pămînt a neutrului unei rețele trifazate prin intermediul unei impedanțe.

Din această ultimă relație se constată că dacă impedanța $3\underline{Z}_0$ este mare în raport cu suma impedanțelor $\underline{Z}'_h + \underline{Z}'_i + \underline{Z}'_d$, atunci potențialul neutrului se apropie de tensiunea stelată a rețelei V și tensiunile fazelor sănătoase tind către tensiunea compusă $\sqrt{3}\,V$. Acest lucru se constată și din digrama tensiunilor dată în figura 8.45, *b* din care reiese că tensiunile fazelor sănătoase au valorile:

$$\underline{U}_2 = \underline{V}_N + a^2\underline{V} \quad \text{și} \quad \underline{U}_3 = \underline{V}_N + a\underline{V}. \qquad (8.135)$$

Dacă însă se dorește evitarea unor potențiale ridicate pe neutrul transformatoarelor, se aleg impedanțe cu valori reduse, însă în acest caz, curentul de defect poate atinge valori importante. În consecință, este necesar să se aleagă o anumită impedanță, care să limiteze intensitatea curentului și potențialul neutrului la anumite valori. Aceste limite depind de tensiunea de lucru a rețelei și de concepția de dezvoltare în ansamblu a acesteia. Astfel, pentru rețeaua de medie tensiune din țara noastră intensitatea curentului poate fi limitată de impedanțe pînă la 300 A, în timp ce pentru rețeaua franceză, ea este limitată pînă la 800 A.

Impedanțele punctelor neutre pot fi formate fie din rezistențe, fie din bobine de inductanță. Acestea din urmă, mai puțin voluminoase decît rezistențele metalice, sînt mai răspîndite în rețele; ele produc pierderi practic neglijabile cînd sînt parcurse de curenții de scurtcircuit și nu se constată supratensiuni periculoase în timpul regimurilor tranzitorii care însoțesc stabilirea sau ruperea unui scurtcircuit.

A. *Legarea la pămînt a neutrului prin bobine de stingere*

Un caz particular important de întrebuințare a bobinelor de inductanță în conexiunea neutrului unor transformatoare din rețelele aeriene de 35 kV este acela în care bobina este aleasă așa fel, încît să existe o rezonanță între capacitatea și inductanța homopolară pe fază.

Fie, de exemplu, cazul prezentat în figura 8.46, *a* în care s-a presupus linia scurtă, astfel încît se poate considera capacitatea localizată. Dacă se

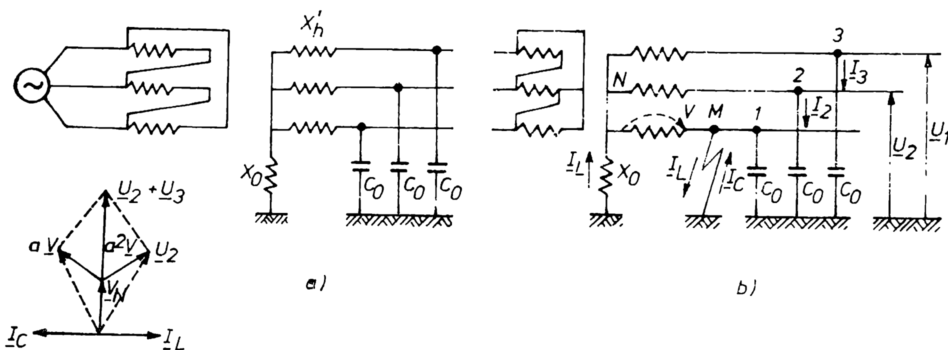


Fig. 8.46. Reprezentarea rezonanței într-o rețea cu neutrul legat la pămînt printr-o bobină de stingere.

notează cu X_0 reactanța bobinei și cu X_h' reactanța homopolară a transformatorului, atunci condiția de rezonanță este exprimată prin relația:

$$(3X_0 + X_h')\, C_0\, \omega = 1. \tag{8.136}$$

În această ipoteză impedanța homopolară a rețelei este foarte mare, teoretic infinită, dacă rezistențele ohmice sînt nule. Curentul în locul de defect este foarte mic și arcul electric se poate stinge la prima sa trecere prin zero. O astfel de bobină se *numește bobină de stingere* sau *bobină Petersen.* Toate defectele la pămînt cu caracter trecător, care sînt cele mai frecvente, sînt astfel eliminate fără intervenția protecțiilor, deci a întreruptoarelor.

Rolul fizic al bobinei de stingere este să permită circulația în locul defect a unui curent reactiv de scurtcircuit I_L, care se opune curentului capacitiv I_C rezultat din compunerea curenților capacitivi ai fazelor sănătoase, cărora li se aplică tensiunile compuse ale rețelei. Acest rezultat reiese din figura 8.46, *b* în care se consideră neglijabilă reactanța transformatorului în raport cu cea a bobinei. După cum se observă, curentul de defect are două componente și anume: o componentă I_C care urmează traseul capacităților fazelor sănătoase și o alta care parcurge bobina X_0. Tensiunea punctului neutru $\underline{V}_N = -\underline{V}$, iar tensiunile $\underline{U}_2$ și $\underline{U}_3$ au amplitudinea egală cu tensiunea compusă a rețelei.

Curentul capacitiv care traversează defectul, conform figurii 8.46, *b* și 8.46, *c*, are valoarea:

$$\underline{I}_C = \mathrm{j}\, \omega C_0\, (\underline{U}_2 + \underline{U}_3) = 3\mathrm{j}\, \omega\, C_0\, V_N = -\, 3\mathrm{j}\, \omega\, C_0 V, \tag{8.137}$$

iar curentul din bobină:

$$I_L \simeq -\frac{\mathrm{j}V}{X_0} = \frac{V}{\mathrm{j}X_0}, \tag{8.138}$$

Pentru ca acești doi curenți să fie egali și opuși, fiind dat sensul lor conform figurii 8.46, *b*, este necesar ca:

$$3\mathrm{j}\omega C_0 V = \frac{\mathrm{j}V}{X_0} \tag{8.139}$$

sau în valoare absolută:

$$3\, X_0\, \omega\, C_0 = 1,$$

care reprezintă condiția de rezonanță (8.136), unde se consideră reactanța transformatorului X_h' neglijabilă.

Bobina de stingere este construită cu miez de fier și cu întrefier și are o inductanță foarte mare, care poate fi modificată fie prin schimbarea numărului de spire, fie prin modificarea întrefierului. Alegînd inductanța ei conform relației (8.136) rezultă, că în cazul punerii la pămînt a unei faze, bobina poate compensa teoretic în totalitate curentul capacitiv, iar arcul electric se stinge, dat fiind faptul că el nu mai este alimentat. În consecință, tratarea neutrului cu bobină de stingere elimină posibilitatea apariției arcului electric intermitent, însă prezintă dezavantajul că la funcționarea rețelei cu o fază

pusă la pămînt, tensiunile fazelor sănătoase față de pămînt cresc pînă la valoarea tensiunii între faze.

Observații. **a.** În mod practic, nu este necesară îndeplinirea riguroasă a condiției de rezonanță pentru ca arcul electric să se stingă definitiv și să nu devină intermitent, ci se merge cu un dezacord de 15—25 %. Cercetările arată că arcul electric dintre o fază a unei linii electrice și pămînt, cu tensiunea nominală cuprinsă între 35 kV și 110 kV, poate deveni intermitent dacă intensitatea curentului de defect care îl alimentează este cuprinsă între 5 și 30 A. În cazul utilizării bobinelor de stingere cu un dezacord normal de 15—25 %, arcul electric nu devine intermitent chiar dacă intensitatea curentului de punere la pămînt atinge intensități apropiate de limita superioară sau mai mari. Acest rezultat nu este în contradicție cu indicația conform căreia arcul se stinge numai pentru un curent mai mic de 5 A. Explicația constă în faptul că bobina dezacordată *favorizează stingerea arcului electric atît datorită limitării curentului de defect*, cît și *datorită limitării tensiunii de revenire* la bornele canalului de arc.

Dezacordarea bobinei se realizează totdeauna în sensul unei supracompensări. Aceasta înseamnă că prin bobina de stingere trece un curent inductiv mai mare decît cel capacitiv, astfel încît curentul rezultant care alimentează arcul electric rămîne inductiv.

b. Rezultatele obținute sînt valabile în cazul unor linii scurte. Cînd liniile sînt lungi, trebuie să se țină seama de repartiția constantelor, iar condiția de stingere a arcului este reprezentată printr-o expresie mai complicată în care intervine impedanța caracteristică homopolară a liniei și impedanțele homopolare ale elementelor situate la cele două extremități. Această condiție prezintă particularitatea importantă că ea este independentă de poziția defectului pe linie; dacă bobina este bine reglată, stingerea arcului este asigurată oricare ar fi poziția defectului.

c. Curentul de punere la pămînt se anulează teoretic numai în locul de defect; în linie, curentul crește cu distanța față de defect și devine maxim în bobină, unde admițînd că tensiunea V_N a punctului neutru este egală cu tensiunea pe fază V, ia valoarea $\frac{V}{X_0}$.

Trebuie menționat însă că de fapt, curentul de defect nu devine niciodată nul, chiar dacă bobina este perfect acordată, deoarece există totdeauna *un curent remanent*, determinat de componentele active ale curentului de scurtcircuit și de armonici. Pentru a pune în evidență existența curentului remanent, se consideră și rezistențele bobinei R, liniei și transformatorului, precum și pierderile prin efect corona și conductanța laterală ρ. În acest caz, presupunînd constantele rețelei din figura 8.43 concentrate, rezultă schema echivalentă din figura 8.47, căreia i se aplică tensiunea față de pămînt egală cu tensiunea stelată. Intensitățile cu-

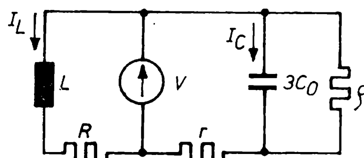


Fig. 8.47. Schema echivalentă cu constante concentrate a rețelei trifazate din figura 8.46.

renților din bobină, din capacitate și cel corespunzător pierderilor în izolație sînt date de expresiile:

$$\underline{I}_C \approx \frac{\underline{V}}{r + \dfrac{1}{3j\omega C_0}}; \quad \underline{I}_L \approx \frac{\underline{V}}{R + j\omega L}; \quad \underline{I}_\rho \approx \frac{\underline{V}}{\rho}, \tag{8.140}$$

în care s-au acceptat notațiile din figura 8.47.

Curentul de defect rezultat din suma acestor trei curenți:

$$\underline{I}_K = \underline{V}\left[\frac{1}{r + \dfrac{1}{3j\omega C_0}} + \frac{1}{R + j\omega L} + \frac{1}{\rho}\right]. \tag{8.141}$$

Ținînd seama că rezistențele R și r sînt întotdeauna mici se obține:

$$\underline{I}_K = \underline{V}\left[j\left(3\omega C_0 - \frac{1}{\omega L}\right) + \left(9\omega^2 C_0^2 r + \frac{R}{(\omega L)^2} + \frac{1}{\rho}\right]\right]. \tag{8.142}$$

Din această ultimă relație rezultă că intensitatea curentului de punere la pămînt are două componente: prima este determinată numai de reactanțe, iar cea de-a doua, atît de reactanțe cît și de rezistențe.

Variația curentului relativ de punere la pămînt, la locul defectului, în funcție de inductanța bobinei este redat în figura 8.48. Admitanța $\dfrac{1}{\omega L}$ este luată drept variabilă, deoarece ea determină direct puterea și dimensiunile bobinei de stingere conectată în circuitul neutru. Dacă această putere reactivă este egală cu cea corespunzătoare curentului capacitiv, atunci puterea reactivă este în întregime compensată, situație căreia îi corespunde un minimum accentuat al curbei curentului de scurtcircuit. În acest caz, schema echivalentă se află în rezonanță de curent. Dacă este indeplinită condiția (8.136), termenul imaginar din ecuația (8.142), se anulează și curentul remanent este determinat de suma pierderilor datorate curentului capacitiv în rezistențele serie și tensiunii pe fază aplicată rezistențelor în paralel.

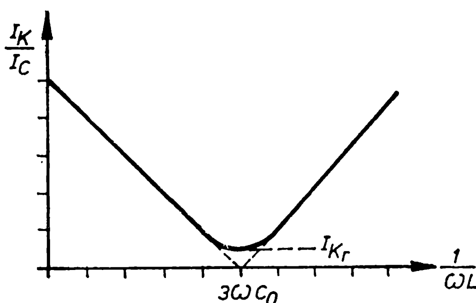


Fig. 8.48. Variația curentului de punere la pămînt în locul de defect, în funcție de inductanța bobinei de stingere.

Reglarea corectă a inductanței bobinei din conexiunea neutrului poate conduce la reducerea aproape totală a curentului staționar de punere la pămînt. O conturnare, de la linie la pămînt, a unui izolator al unui stîlp determină, în orice împrejurare, un curent numai în primul moment al străpungerii. În continuare, curentul staționar se va reduce foarte mult prin efectul de rezonanță și arcul electric nu se va menține, dacă intensitatea curentului remanent nu depășește 30 A.

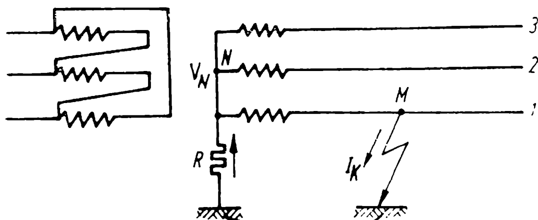


Fig. 8.49. Rețea trifazată cu neutrul legat la pămînt prin rezistență.

B. *Legarea la pămînt a neutrului prin rezistență*

Reducerea intensității curenților de scurtcircuit poate fi realizată și prin introducerea unei rezistențe în sistemul de legare la pămînt a neutrului. În acest caz, tensiunea neutrului față de pămînt nu rămîne constantă și poate lua valori suficient de mari.

Fie, de exemplu, rețeaua trifazată din figura 8.49 cu neutrul legat la pămînt prin rezistența R, în care una din faze este pusă la pămînt. Curentul de scurtcircuit monofazat are valoarea dată de relația:

$$I_K = \frac{V}{\sqrt{R^2 + \omega^2 L^2}}, \tag{8.143}$$

în care s-a neglijat rezistența conductoarelor rețelei și a transformatorului în raport cu rezistența R și s-a considerat că L reprezintă inductanța proprie rezultantă a întregului circuit.

Potențialul neutrului față de pămînt este exprimat prin căderea de tensiune în rezistența R, produsă de curentul de scurtcircuit I_K:

$$V_N = I_K R = I_K \sqrt{\left(\frac{V}{I_K}\right)^2 - \omega^2 L^2}, \tag{8.144}$$

în care a fost introdusă valoarea lui R reieșită din ecuația (8.143). Dacă se consideră $I_{K\,max}$ curentul de scurtcircuit monofazat corespunzător legării directe la pămînt a neutrului.

$$I_{K\,max} = \frac{V}{\omega L} \tag{8.145}$$

și se face raportul dintre potențialul neutrului și tensiunea pe fază, se obține:

$$\frac{V_N}{V} = \sqrt{1 - \left(\frac{I_K}{I_{K\,max}}\right)^2}. \tag{8.146}$$

Această relație, reprezentată în diagrama circulară din figura 8.50, permite să se studieze variația potențialului V_N cu scăderea curentului de scurtcircuit monofazat. Se constată, de exemplu, că reducerea curentului la jumătate din valoarea sa maximă prin folosirea unei rezistențe, face ca potențialul punctului neutru față de pămînt să fie:

$$V_N = V\sqrt{1 - (0{,}5)^2} = 0{,}867\ V. \tag{8.147}$$

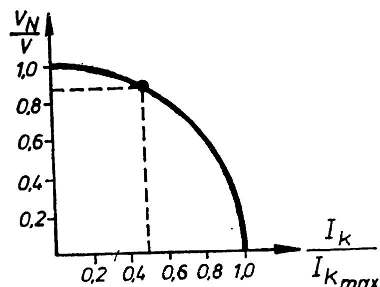


Fig. 8.50. Variația potențialului neutrului la scăderea curentului de scurtcircuit, prin introducerea unei rezistențe în conexiunea neutrului.

Acest rezultat nu diferă mult de cel obținut în cazul unei rețele cu neutrul legat prin bobină de stingere sau cu neutrul izolat, cînd potențialul acestuia față de pămînt este egal cu tensiunea pe fază. În acest caz, folosirea izolației degresive la transformatoare, din cazul studiat la paragraful 8.4.1.1, nu este indicată. Pe de altă parte, introducerea rezistenței în circuitul neutrului are avantajul că anulează tensiunile de rezonanță, care se pot produce la bornele capacităților.

8.4.1.3. *Rețele cu neutrul izolat față de pămînt.* În aceste rețele, înainte de defect, potențialul neutrului este teoretic același cu cel al pămîntului, iar la producerea defectului acesta devine egal cu tensiunea simplă a rețelei. Prezența capacităților rețelei permite un schimb de energie între faza defectă și fazele sănătoase, iar intensitatea curentului la locul de defect este cu atît mai mare, cu cît capacitățile au valori mai ridicate, adică rețeaua legată galvanic este mai extinsă.

Dacă se consideră faza *1* pusă la pămînt, conform figurii 8.51 rezultă că:

$$\underline{I}_c = \underline{I}_2 + \underline{I}_3. \tag{8.148}$$

Deoarece curenții capacitivi $\underline{I}_2$ și $\underline{I}_3$ au intensități mult mai mici față de curenții de sarcină ai liniei, se poate considera că tensiunile pe faze, măsurate față de punctul neutru, nu se dezechilibrează în mod sensibil. Ca urmare, rețeaua va continua să funcționeze alimentînd consumatorii cu energie electrică în condiții satisfăcătoare, cu toate că una dintre faze este pusă la pămînt.

Deși tensiunile fazelor în raport cu punctul neutru al transformatorului rămîn aproximativ aceleași ca în rețeaua fără defect, potențialul fazelor față de pămînt se modifică. Astfel, potențialul față de pămînt al fazei defecte este nul, iar al celor sănătoase crește cu $\sqrt{3}$, devenind egal cu tensiunea compusă. Corespunzător, cresc și curenții capacitivi ai fazelor sănătoase în raport cu regimul normal, care în cazul figurii 8.51 devin:

$$I_1 = 0; \quad \underline{I}_2 = j\omega C_0 \underline{U}_2; \quad \underline{I}_3 = j\omega C_0 \underline{U}_3. \tag{8.149}$$

Curentul de defect este determinat de relația (8.147), care se obține introducînd (8.149) în (8.148).

Acest mod de tratare a neutrului creează în regim staționar supratensiuni pe fazele sănătoase, egale cu tensiunea compusă a rețelei. În cazul cînd la locul de defect apare un arc electric intermitent, ca urmare a fenomenelor tranzitorii, aceste supratensiuni pot crește de 3,5÷4 ori tensiunea pe fază a rețelei. Arcul electric intermitent și supratensiunile care-l însoțesc pot să persiste un număr mare de perioade, ceea ce va avea drept consecință străpungerea izolației rețelei și în alte puncte mai slabe, transformînd punerea la pămînt într-un scurtcircuit bifazat sau trifazat. Din această cauză trebuie luate măsuri de protecție a rețelei pentru evitarea unui astfel de arc.

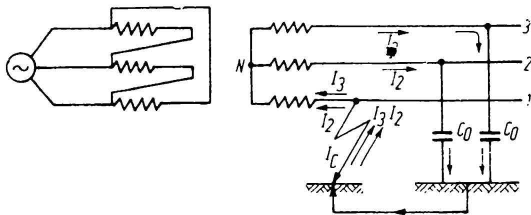


Fig. 8.51. Rețea trifazată cu neutrul izolat.

Ținînd seama de condițiile de stabilire a unui arc electric intermitent, se stabilește că exploatarea unei rețele cu neutrul izolat poate fi lipsită de pericolul supratensiunilor tranzitorii periculoase, în cazul rețelelor aeriene cu tensiuni nominale pînă la 35 kV, precum și pentru cele de 35 kV cu lungimi reduse, de ordinul a 30÷40 km.

Pentru rețelele subterane apariția arcului electric intermitent este mai rară. De aceea, în acest caz, exploatarea rețelelor cu neutrul izolat este recomandabilă la tensiuni de 6÷10 kV, cu condiția ca intensitatea curentului de defect să nu depășească 10 A. Dacă această intensitate este depășită, atunci izolația cablului se poate distruge în locul de defect și punerea la pămînt se transformă într-un scurtcircuit trifazat.

Capitolul 9

STABILITATEA SISTEMELOR ELECTRICE

Printre problemele importante pe care le ridică funcționarea unui sistem electric complex este și aceea care privește stabilitatea acestei funcționări; ea presupune existența unor mijloace de care trebuie să dispună sistemul electric, ca în cazul apariției unor perturbații mai mici sau mai mari în funcționarea acestuia, să fie menținute valori aproximativ normale ale parametrilor *tensiune* și *frecvență* în nodurile sale. Pierderea stabilității de funcționare în paralel a unui sistem electric atrage după sine întreruperea alimentării cu energie a unor consumatori și pagube importante ale economiei naționale. Consecințele grave ale acestor întreruperi, ca urmare a unor avarii, a impus o atenție deosebită din partea celor care proiectează și exploatează rețelele și sistemele electrice. Ele au influențat mult schemele de comutație ale rețelelor, condițiile de lucru ale aparatelor și mașinilor electrice. În vederea îmbunătățirii stabilității de funcționare în paralel, au apărut și s-au dezvoltat întreruptoarele cu acționare rapidă, protecția prin relee, generatoare și transformatoare cu reactanță redusă, regulatoare speciale de tensiune, sisteme de excitație perfecționate la generatoare etc., care constituie mijloace pentru menținerea funcționării în paralel a centralelor și rețelelor unui sistem electric, chiar și în cazul apariției unor defecte grave.

Deosebit de importantă este stabilitatea în cazul transportului de energie la distanță. Din acest punct de vedere, se poate constata că există totdeauna o *limită a puterii transportate* pe linii, care nu este determinată numai de încălzirea conductoarelor și de căderea de tensiune, ci și de alți factori. Pentru a arăta acest lucru, se consideră puterea activă injectată într-o linie electrică echivalentă unui cuadripol *, cu tensiunile U_1 și U_2 la cele două capete menținute constante:

$$P_1 = \frac{U_1 U_2}{B} \cos (\beta - \theta) - \frac{A}{B} U_1^2 \cos (\beta - \alpha),$$

în care α și β sînt argumentele coeficienților A și B și θ — unghiul de defazaj (stabilitate) dintre cele două tensiuni.

Se constată imediat că această putere transportată nu poate depăși valoarea limită:

$$(P_1)_{max} = \frac{U_1 U_2}{B} - \frac{A}{B} U_1^2 \cos (\beta - \alpha), \tag{9.1}$$

care corespunde condiției $\theta = \beta$.

---

* Vezi și capitolul 3

Relația (9.1) arată că puterea maximă transportată variază direct proporțional cu pătratul tensiunii de lucru și invers proporțional cu coeficientul B, care este funcție de impedanța serie dintre cele două capete ale liniei, respectiv dintre intrarea și ieșirea cuadripolului echivalent. În consecință, se poate afirma că *maximul puterii transportate printr-un sistem echivalent unui cuadripol sau unui ansamblu de cuadripoli este cu atît mai ridicat, cu cît impedanța de legătură dintre punctele în care tensiunile se mențin constante este mai mică.* Trebuie reamintit că menținerea tensiunilor la valori constante, cînd puterea activă transportată este P_{max}, antrenează o anumită circulație de putere reactivă, caracterizată prin puterile reactive la cele două capete ale căror valori sînt:

$$Q_1 = \frac{U_1 U_2}{B} \sin(\beta - \theta) - \frac{A}{B} U_1^2 \sin(\beta - \alpha);$$
$$Q_2 = U_2^2 \frac{D}{B} \sin(\beta - \delta) - \frac{U_1 U_2}{B} \sin 2\beta. \tag{9.2}$$

Existența limitei puterii transportate are repercusiuni importante asupra stabilității funcționării în paralel a rețelelor electrice. Încărcarea liniilor la puteri apropiate de limita lor, determină reducerea coeficienților de siguranță în funcționarea paralelă stabilă a instalației de transport de energie, iar depășirea puterii maxime provoacă ruperea sincronismului dintre sursa generatoare și restul rețelei.

În aprecierea stabilității în funcționare a unui sistem electric interesează două laturi ale acesteia: *stabilitatea statică* și *stabilitatea dinamică*. În primul caz, condițiile de stabilitate se determină ținînd seama de faptul că sistemul este supus unor *variații lente de putere*, în timp ce în cel de-al doilea caz, *variațiile de putere sînt bruște* și apar, în general, la scurtcircuite sau la executarea unor manevre, automate sau voite, care modifică constituția rețelei.

Evident că distincția dintre stabilitatea statică și dinamică este artificială, deoarece stabilitatea sistemelor este unică: însă această împărțire facilitează înțelegerea unor procese. Dintre cele două laturi ale stabilității, cea de-a doua este mai importantă. Din această cauză în cele ce urmează ea va fi dezvoltată mai mult.

9.1. STABILITATEA STATICĂ A SISTEMELOR ELECTRICE

Stabilitatea statică a unui sistem electric se definește ca fiind *capacitatea sistemului ca în cadrul unor perturbații mici ale parametrilor funcționării normale, să poată reveni la valorile inițiale, atunci cînd perturbația a dispărut sau să stabilească o nouă situație stabilă de funcționare dacă perturbația persistă.* Astfel de situații apar frecvent în timpul funcționării centralelor electrice, cînd puterea solicitată de consumatori prezintă variații lente de la un moment la altul. Studiul stabilității, în general, se face cu ajutorul a două caracteristici și anume, *caracteristica de putere activă a generatorului* sau *caracteristica internă* și *caracteristica mecanică* a mașinii care antrenează generatorul.

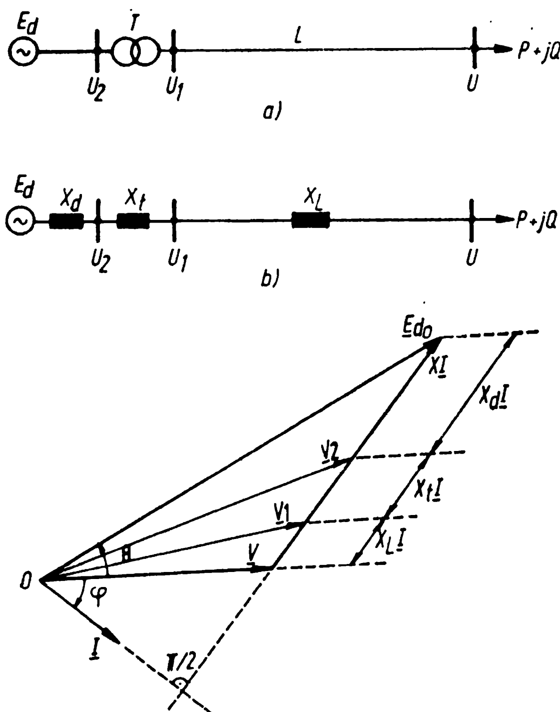


Fig. 9.1. Centrală electrică care debitează pe bare de putere infinită:

a — schema inițială; *b* — schema echivalentă; *c* — diagrama fazorială a tensiunilor.

Sub forma cea mai simplă, necesară înțelegerii aspectelor fizice ale stabilității, caracteristica generatorului se poate determina folosind schema instalației de transport dată în figura 9.1, în care o centrală electrică debitează printr-o stație de transformare și o linie într-un sistem de putere infinită. În aceste condiții, modificările regimului de funcționare nu au nici o influență asupra valorii tensiunii sale, care se poate considera constantă și egală cu U.

În schema echivalentă din figura 9.1,*b* sînt figurate numai reactanțele elementelor componente, neglijîndu-se rezistențele active și capacitatea liniei. Generatorul este reprezentat prin mărimile corespunzătoare funcționării sale în regim stabilizat, adică prin reactanța sincronă X_d și tensiunea electromotoare sincronă E_d conectată în spatele reactanței, iar transformatorul și linia prin reactanțele lor directe.

Deoarece s-au neglijat rezistențele, puterea activă transportată pe linie spre consumator reprezintă și puterea generatorului P_g, egală cu puterea mecanică P_m la arborele turbinei care antrenează generatorul. Valoarea acestei puteri, dată de relația cunoscută $P = \sqrt{3}\, UI \cos \varphi$, se poate pune sub o formă modificată, cu ajutorul căreia să se interpreteze menținerea stabilității. În acest scop se proiectează pe axa verticală fazorii $\underline{E}_{d0}$ și $\underline{XI}$, din diagrama fazorială dată în figura 9.1, *c* și se obține:

$$E_{d0} \cdot \sin \theta = X\, I \cos \varphi$$

sau sub o altă formă:

$$\sqrt{3}\, U \cdot E_{d0} \sin \theta = \sqrt{3}\; U\, X\, I \cos \varphi = P \cdot X,$$

din care reiese că:

$$P = \frac{\underline{E}_d\, U}{X} \sin\, \theta, \qquad (9.3)$$

unde θ reprezintă defazajul dintre tensiunea electromotoare sincronă $\underline{E}_d$ compusă a generatorului și tensiunea U a barelor rețelei de putere infinită.

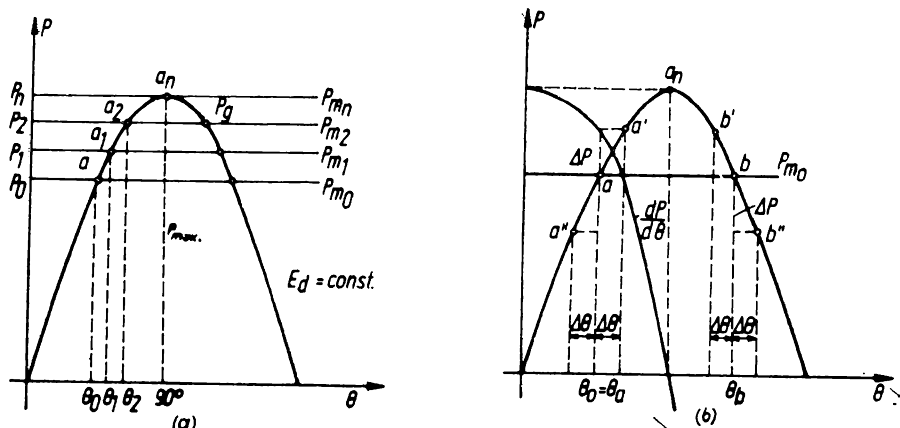


Fig. 9.2. Caracteristica de putere activă a unui generator care debitează pe bare de putere infinită.

Dacă se consideră mărimile E_d, U și X din relația (9.3) constante, atunci puterea activă debitată de generator este funcție numai de unghiul θ. Ea variază sinusoidal, ca în figura 9.2 și reprezintă *caracteristica de putere activă a generatorului* sau *caracteristica internă*. Amplitudinea ei corespunde unei *limite (ideale) a puterii de transport*, pînă la care, teoretic se poate asigura funcționarea stabilă a sistemului.

Caracteristica de putere mecanică a mașinii primare P_m, depinde de turație. La o turbină, regulatorul de turație modifică admisia aburului în scopul variației turației în limite restrînse. În cazul oscilațiilor rotorului generatorului însă, dacă stabilitatea statică se menține, turația se modifică, la variații mici și lente ale puterii electrice, foarte puțin (sub 1%). Aceste modificări sînt de scurtă durată și au un caracter alternativ, schimbîndu-și în permanență sensul. În aceste condiții, regulatorul de turație nu intervine, astfel încît *puterea mecanică rămîne constantă*, ea fiind prezentată de o dreaptă paralelă la axa absciselor, ca în figura 9.2. Cu ajutorul acestor caracteristici se poate efectua studiul stabilității statice, folosind o serie de criterii practice, dintre care două sînt mai importante și mai des folosite.

9.1.1. ANALIZA STABILITĂȚII STATICE CU CRITERIUL $\frac{dP}{d\theta}$

Criteriul acesta analizează stabilitatea statică pe baza variației puterii active debitate de generator și unghiurilor de decalaj dintre fazorii tensiunilor electromotoare.

Fie de exemplu, cazul în care excitația generatorului se menține constantă ($E_d = E =$ const.). În funcționarea inițială generatorul debitează o anumită putere P_0 căreia îi corespunde la axul turbinei, neglijînd pierderile mecanice, puterea $P_{m0} = P_0 = \frac{EU}{X} \sin \theta_0$. Dacă se mărește foarte lent deschiderea vanei de la turbina care antrenează generatorul, echilibrul dintre

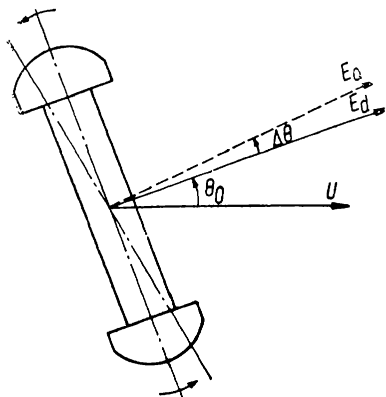


Fig. 9.3. Variația unghiului θ la variația admisiei aburului la turbină.

cuplul motor (al turbinei) și cel rezistent (al generatorului) dispare. Generatorul se accelerează și deschiderea unghiulară crește, conform figurii 9.3. Cînd unghiul a devenit $\theta_0 + \Delta\theta$, echilibrul dintre cele două cupluri este din nou realizat și generatorul debitează o putere $P_0 + \Delta P = P_1 = \frac{EU}{X} \sin(\theta_0 + \Delta\theta) = \frac{EU}{X} \sin\theta_1$, așa cum se observă urmărind figurile 9.2 și 9.3. Se poate repeta operația de mai sus, provocînd de fiecare dată creșteri suficient de mici, astfel încît să nu se producă nici o oscilație a rotorului de amplitudine apreciabilă. Generatorul va lua succesiv noi poziții de echilibru relativ, definite de unghiul θ, caracterizate de mărimile P_1, $P_2, \ldots, P_n$ și θ_1, $\theta_2, \ldots, \theta_n$. Echilibrul dintre turbină și generator este stabil atîta timp cît $\theta \leqslant \frac{\pi}{2}$, căci dacă printr-un mijloc oarecare rotorul s-ar îndepărta din poziția sa de echilibru, fără a modifica cuplurile, el are tendința să revină în aceeași poziție. Dacă se mărește admisia aburului cînd unghiul $\theta = \frac{\pi}{2}$ nu mai poate exista nici un echilibru între generator și turbină; grupul se accelerează, $\theta > \frac{\pi}{2}$, puterea debitată de generator descrește și la creșterea cuplului motor, corespunde o diminuare a cuplului rezistent, ceea ce provoacă o accelerație suplimentară. O analiză completă arată că pulsația tensiunilor și curenților de la generator nu mai este egală cu cea a rețelei de putere infinită. Fiind depășită puterea limită a stabilității definită de puterea activă $P_{max} = \frac{E_d U}{X}$ obținută pentru $\theta = \frac{\pi}{2}$, generatorul a pierdut sincronismul cu restul rețelei.

Analizînd cele două caracteristici, mecanică și electrică, din figura 9.2,*b* se constată că intersecția lor se efectuează în punctele *a* și *b*, care reprezintă două puncte posibile de funcționare, dar nu și stabile. Pentru a vedea care dintre ele reprezintă punctul stabil de funcționare este necesar să se examineze comportarea grupului cînd intervin anumite schimbări.

Astfel, în cazul funcționării în punctul *a* se presupune că dintr-un motiv oarecare unghiul θ_a, a crescut cu valoarea Δθ, astfel că punctul de funcționare se mută din *a* în *a'*. Ținînd seama că puterea dezvoltată de mașina primară a rămas constantă, rezultă că $P_g > P_m$ și viteza rotorului trebuie să scadă (rotorul este frînat). Odată cu aceasta scade și unghiul θ pînă la valoarea θ_a corespunzătoare punctului inițial de funcționare. În mod analog se poate arăta că dacă dintr-un motiv oarecare unghiul θ scade cu Δθ, puterea debitată de generator $P_g < P_m$, astfel încît pe axul mașinii apare un cuplu supli-

mentar care accelerează rotorul, fapt care determină creşterea unghiului θ pînă la valoarea θ_a corespunzătoare punctului a.

În ambele cazuri examinate se constată că variaţia unghiului θ este de acelaşi semn cu variaţia puterii generatorului P. Această legătură dintre variaţiile ΔP şi $\Delta\theta$, care sînt de acelaşi semn, se exprimă prin relaţia:

$$\lim_{\Delta\theta \to 0} \frac{\Delta P}{\Delta\theta} = \frac{\mathrm{d}P}{\mathrm{d}\theta} > 0. \tag{9.4}$$

Considerînd punctul de funcţionare b se constată că unei creşteri a unghiului θ, îi corespunde o reducere a puterii debitate de generator (punctul b''), fapt care determină un cuplu suplimentar pe ax care accelerează rotorul şi produce o nouă creştere a unghiului θ. Aceasta conduce la o nouă reducere a puterii debitate şi la accelerarea suplimentară a rotorului, pînă cînd generatorul iese din sincronism. Un raţionament analog arată că în cazul descreşterii unghiului (punctul b'), puterea activă debitată de generator creşte, rotorul se frînează şi unghiul θ scade, pînă cînd se atinge punctul stabil de funcţionare a. Din cele arătate, reiese că punctul b este un punct nestabil de funcţionare, deoarece la cea mai mică creştere a unghiului θ generatorul se desprinde şi la cea mai mică descreştere a acestuia, punctul de funcţionare se mută în a. După punctul a_n de funcţionare, expresia (9.4) schimbă de semn. În consecinţă, punctul a şi oricare alt punct de pe ramura ascendentă a caracteristicii de putere a generatorului sînt *static stabile*, în timp ce punctul b şi oricare alt punct de pe ramura descendentă sînt *static instabile*. Se poate enunţa următorul criteriu formal de existenţă a stabilităţii statice: *pentru ca funcţionarea unui sistem electric să fie static stabilă este necesar şi suficient ca la o creştere elementară a unghiului* θ, *creşterea corespunzătoare a puterii generatorului să fie de acelaşi semn*, îndeplinindu-se condiţia (9.4). Expresia $\frac{\mathrm{d}P}{\mathrm{d}\theta} = \frac{EU}{X}\cos\theta$ se numeşte *puterea de sincronizare*, a cărei variaţie este pozitivă cînd $\theta < 90°$, aşa cum se observă din figura 9.2,*b*. În acest domeniu sînt posibile regimuri staţionare stabile de funcţionare ale sistemului. Valoarea unghiului $\theta = \frac{\pi}{2}$ reprezintă o *valoare critică*, fiind atins maximul caracteristicii.

În timpul funcţionării generatoarelor conectate în paralel, este necesar ca punctul de funcţionare să fie suficient de depărtat de maximul caracteristicii de putere, respectiv mai jos pe partea ascendentă a acesteia, pentru a evita posibilitatea de desprindere determinată de variaţia sarcinii, care are loc permanent în sistemul electric. Se poate indica şi un *coeficient de stabilitate statică* definit de raportul:

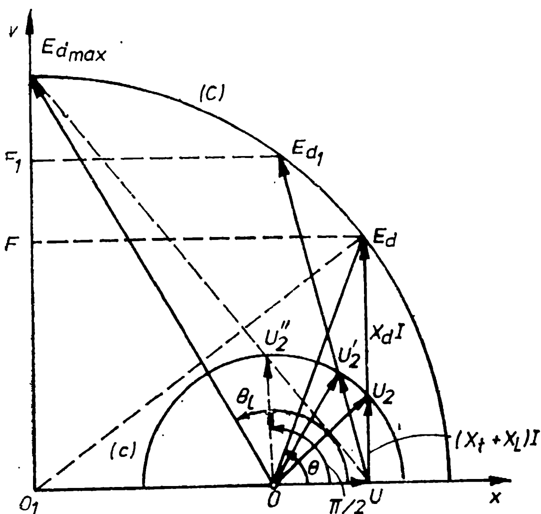
$$k_s = \frac{P_{max} - P_a}{P_{max}} 100 \ , \tag{9.5}$$

în care P_a reprezintă puterea debitată de generator.

Cu cît valorile coeficientului k_s sînt mai mari, cu atît rezerva de stabilitate statică este mai mare. Nu se poate însă lucra cu coeficienţi prea mari de siguranţă, deoarece aceasta ar însemna utilizarea incompletă a puterii generatoarelor. În practică se lucrează cu coeficienţii de ordinul $k_s = 15 \div 20\,\%$.

9.1.2. INFLUENȚA REGULATOARELOR AUTOMATE DE TENSIUNE ÎN CAZUL CRITERIULUI $\frac{dP}{d\theta}$

În prezent, marea majoritate a generatoarelor din sistemele electrice și îndeosebi cele cu puteri mai mari decît 50 MW, sînt echipate cu regulatoare automate de tensiune, dintre care unele foarte rapide. Acestea urmăresc variația tensiunii la bornele generatoarelor și o mențin în limite normale, acționînd asupra curentului de excitație, respectiv asupra tensiunii electromotoare E_d. În acest fel, caracteristica de putere se modifică, iar stabilitatea mașinilor se poate menține chiar și în cazul unor coeficienți de stabilitate mai mici.



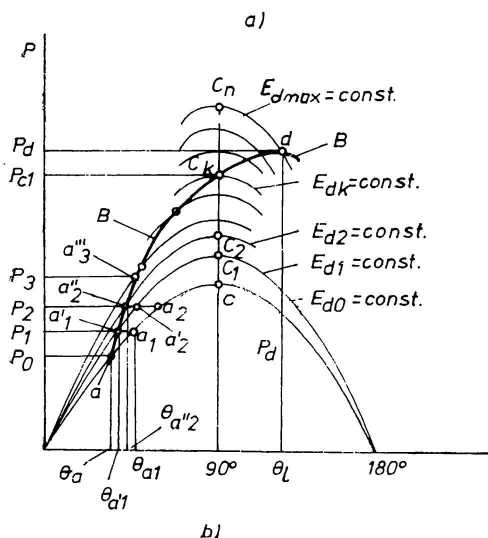


Fig. 9.4. Stabilitatea unei centrale electrice care debitează pe bare de putere infinită, cînd tensiunea la bornele generatorului este constantă:

a — diagrama fazorială a tensiunilor, considerînd influența regulatorului automat de tensiune; *b* — caracteristica de putere activă corespunzătoare.

Într-adevăr, fie cazul de cea mai mare importanță practică în care, ca urmare a creșterii puterii debitate, tensiunea la bornele generatorului are tendința de micșorare, iar regulatorul automat trebuie să intervină în sensul creșterii curentului de excitație pentru a menține tensiunea constantă. Din diagrama fazorială prezentată în figura 9.4, *a* care corespunde sistemului de transport din figura 9.1, se constată că în timpul variațiilor de putere extremitatea fazorului $\underline{U}_2$ se deplasează pe cercul *c* cu centrul în *O*. Pentru a constata locul geometric descris de fazorul $\underline{E}_d$ în aceste condiții, se duce paralela $\overline{E_dO_1}$ la dreapta $\overline{OU_2}$ și din triunghiurile $\overline{O_1E_d}\ U$ și $\overline{OU_2U}$ se deduce:

$$\frac{\overline{OU_2}}{\overline{OU}}=\frac{\overline{O_1E_d}}{\overline{O_1U}}=\frac{X_d+X_t+X_L}{X_t+X_L}= \text{const.} \qquad (9.6)$$

sau că:

$$\overline{OU_2}=k\cdot\overline{OU} \text{ și } \overline{O_1E_d}=k\cdot\overline{O_1U}. \qquad (9.7)$$

Relațiile (9.7) arată că punctul O_1 este fix, $\overline{O_1E_d}$ = const. și în consecință extremitatea fazorului tensiunii electromotoare $\underline{E}_d$ descrie un cerc C, omotetic cercului c, în raportul k. Pe de altă parte, puterea debitată de generator, $P = E_d \sin\theta \cdot \frac{U}{X_d + X_t + X_L}$ este determinată de proiecția $\overline{O_1F}$ a fazorului $\overline{O_1E_d}$ pe axa ordonatelor, prin amplificare cu un factor constant și egal cu raportul $\frac{U}{X_d + X_t + X_L}$. Raționamentul acesta se poate repeta, pentru o poziție intermediară a vîrfului fazorului E_d fie E_{d_1}, care se deplasează pe cercul C cu raza $\overline{O_1E_d}$. Generatorul va rămîne teoretic stabil, atîta timp cît puterea pe care el o produce va fi mai mică decît puterea limită P_{max}, care este atinsă cînd proiecția $\overline{O_1F}$ pe axa ordonatelor este maximă, respectiv cînd tensiunea electromotoare E_d ocupă poziția $E_{d\,max}$. În aceste condiții, conform diagramei fazoriale din figura 9.4,*a* tensiunea $\underline{U}_2$ este perpendiculară pe tensiunea $\underline{U}$, ocupînd poziția $\overline{OU_2''}$, iar puterea limită are valoarea:

$$P_{max} = E_{d\,max} \cdot \frac{U}{X_d + X_t + X_L}, \tag{9.8}$$

care corespunde unui defazaj limită $\theta_l > 90°$. În consecință, cînd se reglează tensiunea $\underline{U}_2$ de la bornele generatorului, contrar celor constatate în cazul menținerii constante a excitației, mașina poate fi încă stabilă cînd $\frac{\pi}{2} < \theta < \theta_l$. Această stabilitate este însă *artificială*, deoarece ea este condiționată numai de acțiunea regulatorului automat de tensiune.

Un același rezultat se poate constata și cu ajutorul figurii 9.4, *b*, în care familia caracteristicilor de putere, corespunde tensiunilor electromotoare E_d a căror extremitate se deplasează pe cercul C din figura 9.4, *a*. Prin intervenția regulatorului de tensiune, pentru menținerea tensiunii constante la bornele generatorului, care altfel ar scădea la creșterea puterii de la P_0 la P_1, se mărește curentul de excitație și tensiunea electromotoare crește de la E_{d0} la E_{d1}. Acest fapt conduce la o nouă caracteristică de putere pentru E_{d1} = const., a cărei putere maximă este $P_{c1} = E_{d1}\frac{U}{X_d + X_t + X_2} > P_c = E_d\frac{U}{X_d + X_t + X_L}$.

Punctul de funcționare trece din a_1 în a_1', căruia îi corespunde unghiul de defazaj $\theta_{a_1'} < \theta_{a_1}$ și rezerva de stabilitate crește. Ambele consecințe, respectiv creșterea puterii maxime și micșorarea unghiului de defazaj, conduc la îmbunătățirea condițiilor de stabilitate statică. Presupunînd că puterea debitată crește în continuare de la P_1 la P_2, procesul se desfășoară similar. În acest caz, punctele de funcționare sînt, conform figurii 9.4, *b*, a_2 pentru E_{d0} = const. și a_2' pentru E_{d1} = const. Dacă intervine din nou regulatorul de tensiune și se aduce t.e.m. la valoarea $E_{d2} > E_{d1}$, căreia îi corespunde o nouă caracteristică de putere (E_{d2} = const.), cu o putere maximă $P_{c_2} > P_{c_1}$, punctul de funcționare devine a_2'', avînd defazajul $\theta_{a_2''} < \theta_{a_2'}$, ceea ce repre-

zintă iarăşi condiţii de stabilitate mai bune. Acest raţionament se poate repeta pentru toate caracteristicile de putere, pînă la caracteristica trasată cu t.e.m. $E_{dn} = E_{d\,max}$.

Din figura 9.4, *b* se constată că unghiul $\theta_a < \theta_{a_1'} < \theta_{a_2''} \dots < \theta_{a_n^{(n)}}$, adică creşterea puterii debitate de generator, conduce şi în cazul intervenţiei regulatorului de tensiune la creşterea defazajului θ, însă mai lent. Unind punctul iniţial de funcţionare *a* cu punctele de funcţionare a_1', a_2'', a_3'' etc., corespunzătoare unor puteri debitate $P_1 > P_0$, $P_2 > P_1$, $P_3 > P_2$ etc., situate pe caracteristici de putere rezultate în urma acţionării regulatorului de tensiune pentru $E_{d1} =$ const. etc., iar $E_{d1} > E_{d0}$, $E_{d2} > E_{d1}$ etc., se obţine o nouă curbă *B*, care reprezintă tot o caracteristică de putere. Această curbă, care se numeşte şi *caracteristica externă* a generatorului, continuă să fie crescătoare pentru $\theta = 90°$ (punctul c_k), unde corespund puterile maxime pentru curbele $E_d =$ const. Maximul acestei curbe se atinge în punctul *d* şi corespunde defazajului $\theta_l > 90°$ din diagramă şi tensiunii electromotoare $E_{d\,max}$ date în figura 9.4,*a*. Se remarcă faptul că acest punct se află pe partea descrescătoare a caracteristicii interne pentru $E_{dn} = E_{d\,max} =$ const., care reprezintă, aşa cum s-a menţionat anterior, *zona punctelor de funcţionare instabilă*. Aceasta se întîmplă însă cînd generatorul nu este prevăzut cu regulator automat de tensiune sau este echipat cu un regulator lent, de tip electromagnetic. Pentru ca punctele de funcţionare situate între c_k şi *d* să fie stabile, este necesar ca regulatoarele de tensiune să fie foarte rapide şi foarte sensibile (regulatoare de tip electronic sau regulatoare cu elemente semiconductoare-tiristoare). Zona de funcţionare cuprinsă între punctele c_k şi *d* sau între unghiurile $\theta = 90°$ şi $\theta_l > 90°$ se numeşte *zona de stabilitate artificială*. Se precizează că, deşi este posibilă funcţionarea stabilă în această zonă, totuşi, din motive de prudenţă şi siguranţă, nu se depăşeşte unghiul de defazaj $\theta = 90°$ şi respectiv puterea maximă P_{c_k}, porţiunea ascendentă $c_k - d$ a caracteristicii externe, fiind luată în consideraţie numai ca rezervă a stabilităţii statice.

Criteriul de stabilitate $\frac{dP}{d\theta} > 0$ se aplică imediat pentru constatarea stabilităţii, deoarece pe porţiunea ascendentă a caracteristicii externe tangenta la curbă este totdeauna pozitivă.

Observaţii

a. Rezultatele obţinute presupun că creşterea puterii debitate de generator pînă la atingerea puterii limită este foarte lentă, astfel încît, în fiecare moment, echilibrul dintre cuplul motor şi cuplul rezistent este aproximativ realizat şi datorită acestui fapt, rotorul maşinii nu poate avea oscilaţii cu amplitudini mari. În acelaşi timp, viteza de acţionare a regulatoarelor automate de tensiune trebuie să fie suficient de mare, pentru ca atunci cînd generatorul funcţionează în zona stabilităţii artificiale, instabilitatea să nu aibă timp să se producă.

b. Deoarece la determinarea puterilor au fost neglijate pierderile, puterea internă a maşinii este egală cu puterea la borne, ceea ce permite determinarea puterii limită şi cu relaţia:

$$P_{max} = U_2 \frac{U}{X_l + X_L}. \tag{9.9}$$

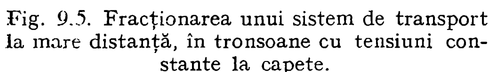


Fig. 9.5. Fracționarea unui sistem de transport la mare distanță, în tronsoane cu tensiuni constante la capete.

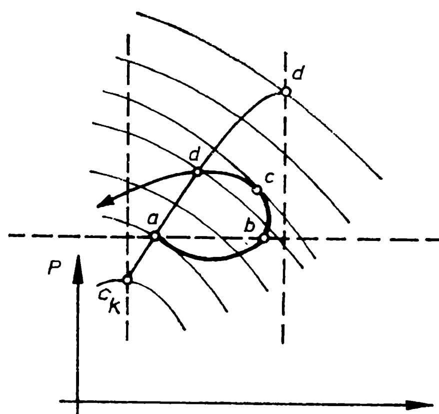


Fig. 9.6. Funcționarea generatorului prevăzut cu regulator automat de tensiune în zona de stabilitate artificială.

Dacă în loc să se regleze tensiunea U_2 de la bornele generatorului, se menține la o valoare constantă tensiunea U_1, pe partea de înaltă tensiune a transformatorului, atunci puterea limită este:

$$P_{max} = U_1 \frac{U}{X_L} \cdot \qquad (9.10).$$

Aceste relații pun în evidență faptul amintit mai sus, că reactanța care intervine în valoarea puterii limită de transport este reactanța cuprinsă între punctele în care tensiunea se menține constantă. În același timp, ele sugerează posibilitatea creșterii puterii limită a unui sistem de transport de energie la o valoare oarecare, fracționîndu-l în tronsoane suficient de scurte la extremitățile cărora tensiunile ar fi menținute constante, ca în figura 9.5. În acest mod, s-ar putea transporta o putere mărită pe o rețea dată, în condiții de menținere a stabilității, dacă în anumite puncte intermediare se conectează compensatoare sincrone, cu ajutorul cărora se pot menține tensiunile constante *.

c. Funcționarea generatorului în zona stabilității artificiale unde caracteristicile interne de putere sînt descrescătoare, iar caracteristica externă este crescătoare, se explică cu ajutorul figurii 9.6, în care s-a trasat numai porțiunea $c_k d$ din figura 9.4, *b*. Fie, de exemplu, o perturbație mică în punctul *a*, care corespunde regimului inițial de funcționare al generatorului. Creșterea unghiului θ în acest punct corespunde, așa cum s-a văzut, scăderii tensiunii la bornele generatorului.

Regulatorul de tensiune simte această scădere și ridică tensiunea la bornele înfășurării de excitație; curentul de excitație și odată cu el și tensiunea excitatricei cresc, însă treptat, datorită inductivității înfășurării de excitație. Creșterea curentului de excitație al generatorului este și mai înceată, deoarece inductivitatea înfășurării de excitație a acestuia este mai mare. De aceea, în primul moment al perturbației, variația puterii generatorului se produce după caracteristica de putere pentru tensiunea electromotoare constantă corespunzătoare punctului *a*. Sub influența surplusului de putere a turbinei, unghiul θ continuă că crească și puterea generatorului scade și mai mult.

* În acest caz, se zice că s-au creat artificial bare de putere infinită de-a lungul unei linii de transport.

Totuși, curentul de excitație și tensiunea electromotoare a generatorului încep să crească după un anumit timp, astfel încît regimul de funcționare al generatorului trece de pe o caracteristică de putere pe alta, ceea ce conduce la o creștere a puterii generatorului. În punctul *b* surplusul de putere s-a terminat, însă inerția rotorului mai produce încă creșterea unghiului θ, însoțită de creșterea puterii generatorului. Surplusul de putere al generatorului frînează rotorul și din punctul *c*, unghiul începe să scadă. După ce trece de punctul *d* situat pe caracteristica externă, regulatorul începe să micșoreze tensiunea excitatricei și curba de variație a puterii generatorului intersectează familia de caracteristici interne de putere, în sens invers, corespunzător scăderii tensiunii electromotoare. După cîteva oscilații amortizate se restabilește regimul inițial de funcționare corespunzător punctului *a*.

Dacă regulatorul de tensiune are o zonă de insensibilitate la variații de tensiune, funcționarea generatorului în zona de stabilitate artificială se caracterizează prin existența unor oscilații mici permanente. Acestea îngreuiează controlul funcționării generatorului și impun să nu se considere ca posibilă funcționarea lui în domeniul $\theta > 90^{\circ}$, în cazul unor regulatoare de tip electromagnetic.

9.1.3. ANALIZA STABILITĂȚII STATICE CU CRITERIUL $\frac{dQ}{dU}$

În sistemele complexe, adesea, este dificil să se examineze variația puterilor în funcție de θ și să se tragă concluzia că sistemul este stabil numai pe baza criteriului $\frac{dP}{d\theta} > 0$. În aceste cazuri este mai comodă utilizarea criteriului $\frac{dQ}{dU}$, care se bazează pe legătura strînsă care există între circulația puterii reactive și tensiunea în nodurile la care sînt racordați consumatorii.

Într-adevăr, pentru o schemă de conexiune dată a unui sistem, circulația puterii active este condiționată numai de cererea consumatorilor și nu poate fi modificată decît folosind mijloacele adecvate în centralele electrice sau schimbînd schema de conexiuni. În aceste condiții, circulația puterilor reactive constituie factorul fundamental care fixează tensiunea la noduri. Variații mari ale tensiunii și respectiv ale puterilor reactive, conduc la perturbații în funcționarea sistemului, care, în unele cazuri, au drept consecință pierderea stabilității. Altfel spus, *stabilitatea tensiunii în nodurile sistemului influențează direct stabilitatea funcționării în paralel a acestuia.* Această afirmație se poate verifica ușor cu ajutorul relației (9.3) din care se constată că la aceeași putere activă transmisă, cînd tensiunea la consumator scade, trebuie să crească unghiul θ. În aceste condiții generatorul poate ieși din sincronism.

Pentru a analiza stabilitatea statică cu ajutorul criteriului $\frac{dQ}{dU}$ este necesar să se cunoască modul cum variază, în funcție de tensiune, puterea reactivă generată $Q_g = \varphi_1(U)$ și *puterea reactivă consumată* $Q_c = \varphi_2(U)$. Stabilirea formei celor două caracteristici se face în mod diferit pentru Q_g și Q_c.

Puterea reactivă debitată de generator și variația acesteia în funcție de tensiunea dintr-un nod oarecare se stabilește printr-un calcul electric. Astfel

pentru cazul sistemului simplu prezentat în figura 9.7, în care o centrală electrică alimentează un sistem de bare de putere infinită *2*, la care se racordează consumatorul $\underline{S}_2 = P_2 + jQ_2$, se pleacă de la relația cunoscută:

$$Q_{g_2} = \sqrt{3}\, U_2 I_2 \sin \varphi_2. \tag{9.11}$$

Din diagrama fazorială dată în figura (9.7, *c*) se observă că:

$$E_{d0} \cdot \cos \theta = V_2 + X I_2 \sin \varphi_2, \tag{9.12}$$

de unde rezultă:

$$I_2 \sin \varphi_2 = \frac{E_{d_0}}{X} \cos \theta - \frac{V_2}{X}, \tag{9.13}$$

în care E_{do} și V_2 reprezintă valorile pe fază ale tensiunii electromotoare a generatorului și tensiunii de la consumator.

Introducînd ultima relație în ecuația (9.11) se obține:

$$Q_{g_2} = \frac{\sqrt{3}\, E_{d0}\, U_2}{X} \cos \theta - \frac{\sqrt{3}\, V_2\, U_2}{X}, \tag{9.14}$$

sau:

$$Q_{g_2} = \frac{E_d \cdot U_2}{X} \cos \theta - \frac{U_2^2}{X}, \tag{9.15}$$

care reprezintă caracteristica puterii reactive a puterii generate, reprezentată prin curba *1* a figurii 9.8.

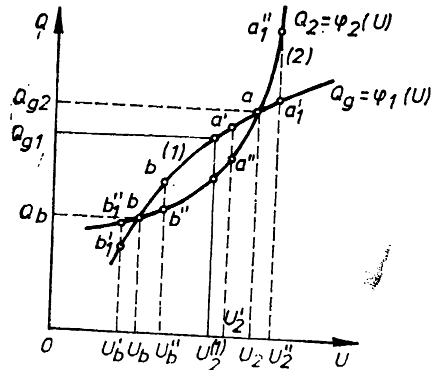


Fig. 9.8. Diagrama de variație a puterii reactive funcție de tensiune, $Q = f(U)$.

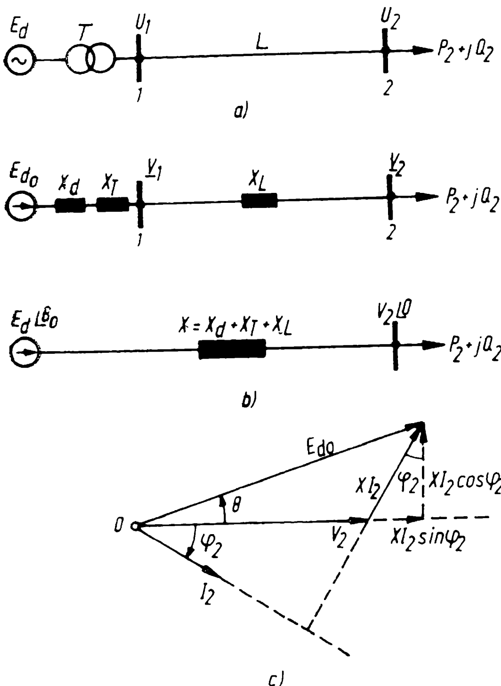


Fig. 9.7. Schema electrică a unei centrale electrice care debitează pe bare de putere infinită (U_2 = const):

a — schema inițială; *b* — schema echivalentă; *c* — diagrama fazorială a tensiunilor.

Punctul *a* al acestei caracteristici, corespunzător puterii reactive Q_{g_2}, se obține înlocuind în relația (9.15) valorile mărimilor din regimul normal de funcționare. Pentru determinarea unui alt punct al caracteristicii, de exemplu Q_{g_1}, se alege pentru tensiunea U_2 o valoare $U_2^{(1)} < U_2$ și se admite, făcîndu-se ipoteza că regulatorul de tensiune al generatorului nu acționează, că $E_d = \text{const}$. De asemenea, se consideră că puterea P_2 preluată de consumator nu variază dacă tensiunea U_2 devine $U_2^{(1)}$. Utilizînd apoi relația (9.3) se poate determina:

$$\sin\theta = \frac{P_2 X}{E_d U_2^{(1)}} \tag{9.16}$$

cu care se află cos θ. Introducînd această valoare și pe $U_2^{(1)}$ în relația (9.15) se obține noua valoare a puterii reactive, Q_{g_1}. Folosind același procedeu, dacă se scade treptat tensiunea U_2, se pot obține valorile succesive ale puterii reactive generate, cu care se trasează curba $Q_g = \varphi_1(U)$. Caracteristica $Q_c = \varphi_2(U)$, numită *caracteristică statică a consumatorului* depinde de structura sarcinii și de treapta de tensiune pentru care se stabilește. Cînd sarcina este reprezentată printr-o impedanță constantă, caracteristica statică se prezintă sub forma unei curbe de gradul 2. Pentru o sarcină complexă, în care ponderea cea mai mare o au motoarele asincrone, gradul curbei este 1,5÷2,5, adică variația ei în raport cu tensiunea, exprimată în unități relative este:

$$\frac{dQ_c^*}{dU^*} = 1{,}5 \div 2{,}5. \tag{9.17}$$

Cu titlu informativ, în figura 9.9 se dau două caracteristici statice ale unor sarcini complexe măsurate în diferite noduri ale sistemului electric la tensiunea de 6 (10) kV și 110 kV, din care se constată că puterea reactivă absolută scade neliniar odată cu reducerea tensiunii de alimentare. La tensiuni prea scăzute puterea reactivă poate însă crește cu gradul de micșorare a nivelului de tensiune.

În figura 9.8 caracteristica statică a consumatorului s-a reprezentat prin curba *2*, care intersectează caracteristica generatorului în două puncte *a* și *b*, fiecare putînd fi punct de funcționare. În zona cuprinsă între punctele *a* și *b* curba puterii reactive generate Q_g este situată deasupra curbei puterii reactive consumate Q_c, iar în afara punctelor *a* și *b* poziția lor relativă este inversă.

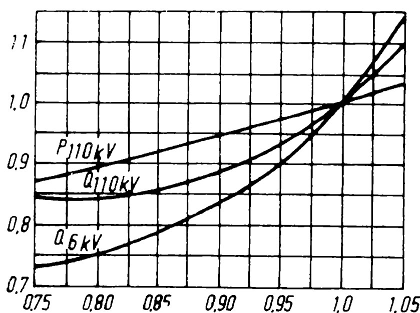


Fig. 9.9. Caracteristicile statice ale sarcinii la tensiunile de 6(10) și 110 kV.

Pentru a stabili care dintre cele două puncte *a* și *b* corespunde funcționării stabile, se va analiza comportarea nodului rețelei în fiecare punct, în cazul apariției unor perturbații.

Se presupune că în punctul *a* de funcționare din figura 9.8 căruia îi corespunde tensiunea U_2 și puterea reactivă Q_{g_2}, apare o scădere a tensiunii pînă la valoarea U_2'.

Pentru această tensiune se constată că, puterea reactivă care intră în nod corespunzînd lui *a'* este mai mare decît puterea reactivă cerută de consumatori

(punctul a'') și deci, apare la nodul respectiv un excedent de putere reactivă $\Delta Q = Q_{a'} - Q_{a''}$, care conduce la creșterea tensiunii nodului de la U_2' pînă la U_2, unde se restabilește echilibrul între cele două puteri reactive. Dacă perturbația constă în creșterea tensiunii nodului de la U_2 pînă la U_2'' se constată că la nodul rețelei apare un deficit de putere reactivă, $-\Delta Q = Q_{a_1'} - Q_{a_1''}$, deoarece puterea reactivă care intră în nod $Q_{a_1''}$ este mai mică decît cea care este necesară consumatorilor la tensiunea U_2'' și în consecință tensiunea scade de la valoarea U_2'', ajungînd la valoarea U_2 corespunzătoare punctului inițial de funcționare a. Rezultă, deci, că a reprezintă un punct de funcționare stabil, deoarece în cazul oricărei perturbații funcționarea revine în punctul inițial.

Dacă se consideră b ca punct de funcționare, caracterizat de mărimile Q_b și U_b, dacă nu apare nici o perturbație, funcționarea este posibilă. În cazul că apare o perturbație, de exemplu, tensiunea crește de la U_b la U_b'', în nod apare un excedent de putere reactivă, $\Delta Q = Q_{b'} - Q_{b''}$ care conduce nu la scăderea tensiunii, ci la creșterea ei în continuare pînă se ajunge în a unde funcționarea se stabilizează. Presupunînd acum că tensiunea scade de la U_b la U_b', se constată apariția unui deficit de putere reactivă $-\Delta Q = Q_{b'_1} - Q_{b''_1}$, ceea ce conduce la scăderea în continuare a tensiunii, urmată de creșterea deficitului $-\Delta Q$ și, respectiv, de scăderea tensiunii sub forma unei avalanșe, care conduce la pierderea stabilității nodului respectiv; aceasta poate influența, funcție de mărimea nodului, și funcționarea restului sistemului. În concluzie, în punctul b funcționarea este instabilă.

În continuare este necesar să se examineze condițiile în care se asigură stabilitatea după criteriul $\frac{dQ}{dU}$.

În figura 9.10, a este reluată situația inițială de funcționare, din care se constată că între punctele a și b apare o zonă de excedent de putere reactivă, ca urmare a faptului că curba puterii reactive generate este deasupra celei consumate. Acest excedent $\Delta Q = Q_g - Q_c$ are o valoare maximă pentru o anumită tensiune $U = U_{cr}$. Considerînd că în nodul sistemului pe care îl analizăm crește consumul de putere reactivă corespunzător caracteristicii Q_{c_1}, fără a schimba caracteristica Q_g a puterii reactive care intră în nod, se constată că punctul de funcționare stabilă a trece în poziția a_1, corespunzător unei tensiuni de funcționare $U_{a_1} < U_a$. De asemenea, se reduce și rezerva de putere reactivă $\Delta Q_1 = Q_g - Q_{c_1}$ și valoarea sa maximă, însă aceasta corespunde aceleiași tensiuni U_{cr}, pentru că forma curbei Q_c nu s-a modificat.

Dacă consumul continuă să crească, curba Q_{c_1} se ridică în poziția Q_{c_2}, punctul de funcționare trece în a_2 la tensiunea U_{a_2} și mai mică și rezerva de putere reactivă scade mai mult; de asemenea, scade și valoarea ei maximă la aceeași tensiune U_{cr}.

La o creștere suplimentară a consumului, corespunzătoare curbei Q_{c_3} se constată că aceasta devine tangentă la curba Q_g în punctul a_c, care se confundă și cu punctul b_c instabil, iar rezerva de putere reactivă devine zero. Valoarea tensiunii U_{cr}, pentru care se realizează această situație se numește *tensiunea critică* și corespunde valorii maxime a rezervei de putere reactivă.

Dacă consumul ar continua să crească, corespunzător curbei Q_{c_4}, se constată că aceasta nu se mai intersectează cu caracteristica Q_g și deci, stabilitatea funcționării nu mai este asigurată.

În urma acestei analize se constată că stabilitatea este asigurată dacă punctul de funcționare este pe porțiunea $a \div a_c$ a curbei Q_g, scade pe măsură ce se apropie de a_c și devine nulă cînd a_c este chiar punctul de funcționare.

Referindu-ne la curbele ΔQ reprezentînd diferențele $Q_g - Q_c$, rezultă că stabilitatea este asigurată atunci cînd punctul de funcționare se află în zona $U_a \div U_{cr}$, adică pe porțiunea ascendentă a curbelor $Q = f(U)$. Derivata $d(\Delta Q)/dU$ într-un punct oarecare la această curbă pe porțiunea ascendentă, pentru care nodul sistemului este stabil, este negativă și deci criteriul de stabilitate $\frac{dQ}{dU}$ poate fi exprimat sub forma:

$$\frac{d(\Delta Q)}{dU} = \frac{d(Q_g - Q_c)}{dU} < 0, \tag{9.18}$$

sau:

$$\frac{dQ_g}{dU} < \frac{dQ_c}{dU}. \tag{9.19}$$

Pentru valoarea maximă a lui ΔQ valoarea derivatei este zero și deci stabilitatea nu mai este asigurată, precum și pe partea descendentă a curbei ΔQ unde derivata este pozitivă.

Rezultă deci, că pentru a asigura funcționarea stabilă atît pentru nodul sistemului care a fost analizat, cît și pentru oricare alt nod, se determină tensiunea critică, fiind necesar ca tensiunea reală la barele nodului să fie mai mare decît tensiunea critică. Se poate stabili și un coeficient K_q, care să indice rezerva de stabilitate, dat de expresia:

$$K_q = \frac{U_r - U_{cr}}{U_r} 100, \tag{9.20}$$

în care U_r este tensiunea reală la bare.

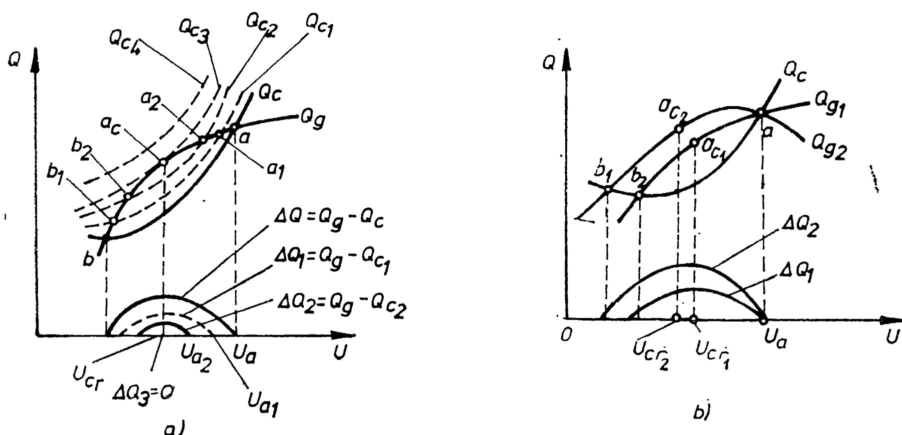


Fig. 9.10. Determinarea tensiunii critice de funcționare cu ajutorul criteriului $\frac{dQ}{dU}$:

a — fără regulator de tensiune; *b* — cu regulator de tensiune.

Valoarea coeficientului K_q este de $10 \div 15\%$ în cazul situației normale a sistemului și de $5 \div 10\%$ în situații de după avarie, cînd unele elemente ale sistemului (linie, transformator) nu sînt în funcțiune.

Tensiunea critică U_{cr} se poate calcula, și este necesar să fie determinată pentru fiecare nod consumator al sistemului energetic, după ce s-au stabilit, așa cum s-a arătat mai sus, cele două caracteristici $Q_g = \varphi_1(U)$ și $Q_c = \varphi_2(U)$. Efectuînd diferența acestor curbe $\Delta Q = Q_g - Q_c$, se determină valoarea maximă a acesteia, căreia îi corespunde tensiunea critică din figura 9.10, *a*.

În lipsa regulatoarelor automate de tensiune se poate considera că funcționarea este stabilă la tensiuni $U = (0{,}85 \div 0{,}9)\ U_n$.

9.1.4. INFLUENȚA REGULATORULUI DE TENSIUNE ASUPRA STABILITĂȚII, DUPĂ CRITERIUL $\frac{dQ}{dU}$

În cadrul examinării făcute mai sus, s-a considerat că regulatoarele de tensiune ale generatoarelor nu au acționat în timpul apariției perturbațiilor și, drept consecință, tensiunea electromotoare a grupului echivalent E_d s-a menținut tot timpul constantă.

Întrucît însă generatoarele sînt prevăzute cu regulatoare de tensiune, acestea intervin atunci cînd sarcina reactivă la bornele sale scade. Regulatorul menține tensiunea constantă la bornele generatorului, crescînd curentul de excitație și deci pe E_d, pînă cînd se ajunge la valoarea maximă a acestor mărimi.

În calculele care se fac pentru determinarea caracteristicii $Q_g = \varphi_1(U)$ se poate ține seama de faptul că E_d crește pe măsură ce regimul de funcționare se înrăutățește, adică U_2 scade. Aceasta conduce la obținerea unei caracteristici Q_{g_2} situată deasupra caracteristicii Q_{g_1} stabilită fără considerarea regulatorului așa cum se constată din figura 9.10, *b*. Consecința modificării curbei Q_g constă, așa cum se constată și din figura 9.10, *b*, în faptul că rezerva de putere reactivă ΔQ_2 este mai mare decît în primul caz și totodată tensiunea critică U_{cr_2} se deplasează spre valori mai mici ale tensiunii ($U_{cr_2} < U_{cr_1}$).

Aceasta conduce la îmbunătățirea condițiilor de stabilitate, deoarece tensiunea la nodul respectiv din sistem poate scădea la valori mai mici decît în cazul fără regulator și stabilitatea să nu fie periclitată. De exemplu, din figura 9.10, *b* se constată că, în cazul intervenției regulatorului, tensiunea nodului poate ajunge la valoarea U_{cr_1} și stabilitatea se menține, deoarece punctul corespunzător pe curba ΔQ_2 este încă pe partea ascendentă a acesteia.

Practic, se poate considera că tensiunea poate să scadă în diferite noduri, pînă la $(0{,}75 \div 0{,}8)\ U_n$, cînd există regulatoare de tensiune fără ca stabilitatea să fie compromisă.

Calculul stabilității statice folosind criteriul $\frac{dQ}{dU}$ se poate face pentru toate nodurile sistemului energetic, dar prezintă importanță mai mică pentru nodurile situate la capătul unor linii lungi, unde criteriul $\frac{dP}{d\theta}$ are priori-

tate; în schimb prezintă mai mare importanță pentru nodurile unui sistem buclat cu linii de lungimi considerate normale pentru tensiunile respective. Criteriul se poate aplica și pentru scheme mai complexe, volumul de calcule necesar crescînd corespunzător.

9.2. STABILITATEA DINAMICĂ A SISTEMELOR ELECTRICE

În cea mai mare parte a cazurilor, instabilitatea sistemelor electrice și pierderea sincronismului sau paralelismului dintre centrale se produc la puteri transportate pe linii inferioare limitelor de stabilitate statică, însă cînd rețeaua suferă o variație bruscă a regimului de funcționare. În condiții de scurtcircuit, de exemplu, oscilațiile mașinilor sincrone pot atinge amplitudini suficient de mari, care să rupă echilibrul dintre cuplurile motoare și rezistente, exercitate asupra fiecărei mașini.

Într-adevăr, în cursul unor perturbații bruște, mărimile electrice variază foarte repede de la valorile inițiale, la acelea corespunzătoare noului regim de funcționare a sistemului. Practic, la scara timpilor frecvenței industriale, se poate considera că curenții, tensiunile, puterile și cuplurile electrice variază aproximativ instantaneu. În același mod, variază și accelerațiile legate de cuplurile electrice. Dimpotrivă, în același interval de timp, cuplurile mecanice nu se pot modifica, deoarece variația lor depinde de intervenția regulatoarelor și de inerția organelor de admisie și a fluidului motor. Ca urmare, cuplul rezistent va înceta să echilibreze cuplul motor și rotorul mașinii va căpăta, datorită acestui fapt, o accelerație pozitivă sau negativă.

Stabilitatea dinamică determină condițiile pentru care o rețea electrică oarecare, supusă unei perturbații violente, determinată fie de un defect, fie de o manevră de exploatare, rămîne stabilă.

Fie de exemplu, sistemul electric din figura 9.11 format din două centrale *1* și *2* conectate prin două linii de transport care alimentează un consumator *C*. Un scurtcircuit în punctul *M* al rețelei, în apropierea barelor colectoare ale stației de transformare de la centrala *2*, micșorează posibilitatea transmiterii puterii către consumator. Ambele centrale se vor descărca, mai întîi centrala cea mai apropiată electric de locul de scurtcircuit, mașinile accelerîndu-se neuniform. Viteza relativă dintre rotoarele centralelor *1* și *2* începe să crească, unghiul θ_{12} dintre axele acestora variază în același sens, astfel încît se poate atinge o situație critică care să conducă la ieșirea din sincronism.

În desfășurarea procesului de variație a unghiului θ_{12} și a vitezelor relative dintre cele două rotoare, se pot prezenta următoarele două cazuri.

a. După o serie de oscilații care se amortizează, unghiul θ_{12} ia o nouă valoare $\theta_{12}^{(1)}$, superioară valorii $\theta_{12}^{(0)}$, corespunzătoare unei noi stări de echilibru a rețelei; mișcarea relativă a rotoarelor celor două mașini este atunci oscilatorie amortizată, ca în figura 9.12, *a*, sincronismul acestora conservîndu-se. Este de menționat

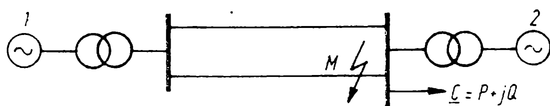


Fig. 9.11. Sistem electric cu două centrale afectat de un scurtcircuit.

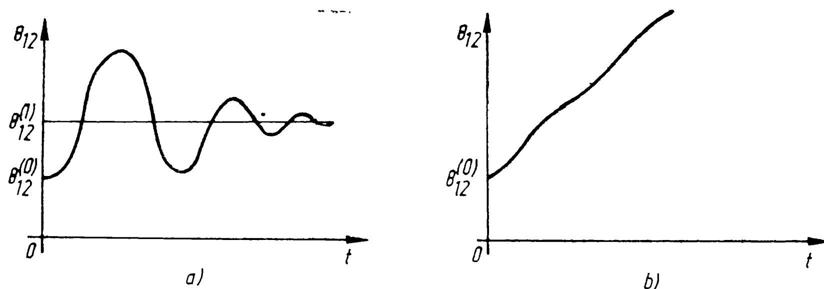


Fig. 9.12. Variațiile posibile ale defazajului θ_{12} dintre axele a două generatoare la producerea unui defect.

faptul că în cursul primelor oscilații, unghiul θ_{12} poate depăși unghiul limită al stabilității statice, fără a antrena ieșirea din sincronism a celor două centrale electrice.

b. Unghiul θ_{12} crește continuu în timp, ca în figura 9.12, *b* iar viteza relativă dintre mașini, după ce atinge un minim, pentru un anumit unghi limită, crește de asemenea continuu, astfel că sincronismul dintre centrale se pierde.

Aceste rezultate se extind și pentru cazul cînd sistemul are mai multe grupuri de centrale electrice și o rețea complexă, ca în figura 9.13. Mașinile pot rămîne în sincronism în cadrul aceluiași grup, însă diferitele grupuri, între ele, pierd sincronismul și funcționează cu frecvențe diferite. Pentru sistemul din figura 9.13 sincronismul se poate rupe fie între grupul *A — E* și grupul *B—C—D*, fie între grupul *A—B—C* și grupul *D—E* etc. În acest mod, stabilitatea dinamică se menține pe grupuri de centrale, dar este compromisă între grupuri.

9.2.1. CAUZELE CARE PRODUC PIERDEREA STABILITĂȚII DINAMICE

În general, oscilațiile mașinilor sincrone care determină pierderea sincronismului pot apărea datorită următoarelor cauze:

a) creșteri bruște ale impedanței unei rețele de transport, cum ar fi cea din figura 9.11, cînd una din cele două linii paralele este deconectată;

b) scurtcircuite de orice natură (între faze și pămînt sau între faze) care constituie cele mai periculoase defecte pentru pierderea stabilității dinamice a unui sistem electric. În urma scăderii bruște de tensiune, din cauza unui scurtcircuit trifazat, de exemplu, legătura dintre centralele electrice se

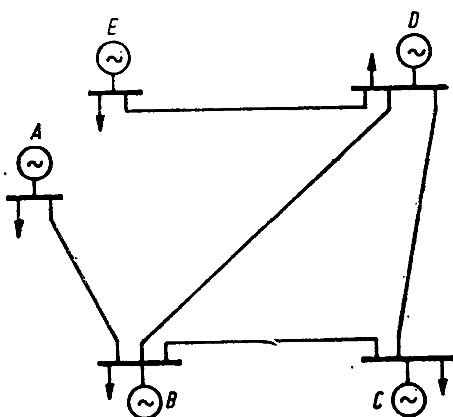


Fig. 9.13. Sistem electric cu mai multe centrale electrice, în care sincronismul se poate pierde pe grupuri de centrale.

slăbește atît de mult, încît stabilitatea sistemului, în ansamblu sau între grupuri, se poate pierde;

c) suprasarcini bruște ca acelea care rezultă din transferul de putere pe o parte din rețea, cînd se deschide o buclă și se modifică schema de conexiuni a rețelei;

d) o succesiune a acestor fenomene. Este ceea ce se petrece în general, în cazul unui scurtcircuit care are loc pe o linie a unei rețele buclate, cînd linia deconectată antrenează o creștere a impedanței, iar după un interval de timp foarte scurt, celelalte linii sînt supraîncărcate.

Probabilitatea instabilității unui sistem la modificarea bruscă a regimului de funcționare este cu atît mai mare, cu cît puterea transportată este mai ridicată. Prin analogie cu limita stabilității statice se poate defini și aici o *limită a stabilității dinamice* determinată de o anumită perturbație, *care reprezintă puterea maximă transportată pe o linie fără ca sincronismul dintre centralele pe care le unește să se piardă.* Determinarea acestor limite constituie obiectul de studiu al stabilității dinamice a unei rețele. Dacă de exemplu, apariția unui scurtcircuit monofazat pe o linie oarecare, eliminat într-un anumit timp, provoacă instabilitatea rețelei cînd puterea transportată depășește o valoare limită P_{max}, atunci se pot indica condițiile de funcționare ale acesteia la o încărcare mai redusă, care să elimine riscul ruperii sincronismului.

Determinarea acestor limite ale stabilității dinamice necesită, în general, calcule complexe, datorită faptului că, spre deosebire de stabilitatea statică unde nu s-au luat în considerare decît mărimi electrice, — tensiuni electromotoare și impedanțe —, în acest caz, intervin și mărimi mecanice — momente de inerție, deschideri unghiulare între axele rotoarelor generatoarelor, viteze și accelerații relative etc. Așa cum s-a menționat, unele din aceste mărimi, cum ar fi deschiderile unghiulare, sînt legate de inerția maselor în mișcare și nu pot varia brusc, suferind, într-o măsură mai mare sau mai mică, discontinuități. Din această cauză, metodele de studiere a stabilității dinamice sînt mai complicate, fiind utilizate și modelele analogice și calculatoarele numerice.

9.2.2. ELEMENTE GENERALE DE CALCUL AL STABILITĂȚII DINAMICE

Stabilitatea dinamică a sistemelor electrice reprezintă o problemă de mișcare relativă, care are loc cînd rețeaua de transport este sediul unei perturbații violente. Ea se studiază considerînd mișcarea tuturor mașinilor generatoare în raport cu o axă, care se rotește cu viteza unghiulară egală cu pulsația industrială a rețelei. Poziția unei mașini oarecare k este determinată de unghiul $\theta_k(t)$ pe care-l face, în fiecare moment, axa de simetrie a rotorului cu axa fixă.

Pentru a scrie ecuația mișcării și a efectua calculele necesare, trebuie cunoscute anticipat anumite elemente cu caracter electric sau mecanic, cum ar fi: considerarea sarcinilor electrice, schemele echivalente în cazul scurtcircuitelor, constantele de accelerație ale mașinilor și posibilitatea înlocuirii unui grup de mașini cu una echivalentă, puterile interne ale mașinilor generatoare, ecuația mișcării relative a rotoarelor etc.

9.2.2.1. *Reprezentarea consumatorilor în schema echivalentă.* Sarcinile electrice conțin receptoare diferite, cum ar fi motoare asincrone, motoare sincrone și receptoare pasive, a căror putere consumată se repartizează într-un anumit mod.

În general, pentru o anumită putere absorbită din rețea P, se poate considera că sarcina corespunzătoare motoarelor sincrone este 0,2 P, cea a motoarelor asincrone 0,45 P și cea a receptoarelor pasive 0,35 P. La această putere consumată, corespunde o putere instalată în motoare aproximativ de două ori puterea consumată. În aceste condiții, puterea totală P absorbită este de $\frac{0,4\ P}{\cos \varphi_1}$ pentru motoare sincrone, $\frac{0,9\ P}{\cos \varphi_2}$ — motoare asincrone și 0,35 P — receptoare pasive.

Impedanțele echivalente ale diferiților consumatori se vor determina, în funcție de natura lor, ținînd seama de reactanța procentuală, de puterea nominală și de tensiunea nominală luată ca bază în calcule.

Pentru motoare sincrone, considerînd o reactanță de ordinul 20 %, rezultă că reactanța directă are valoarea:

$$X_1 = 0,2\frac{U^2 \cos \varphi_1}{0,4\ P} = \frac{U^2 \cos \varphi_1}{2P}. \tag{9.21}$$

Aceeași valoare poate fi atribuită și reactanței inverse X_2.

În cazul motoarelor asincrone însă, impedanța acestora variază cu alunecarea, ceea ce conduce, așa cum s-a văzut la stabilitatea statică, la caracteristici de sarcină nelineare și complicate. Aceste caracteristici se complică și mai mult în cazul stabilității dinamice, unde ar trebui să se țină seama și de procesele electromagnetice tranzitorii din motoarele asincrone. Variația în timp a alunecării se face aici în funcție nu numai de saltul inițial de tensiune în caz de scurtcircuit, ci și de modificarea ulterioară a tensiunii, care nu poate fi determinată anticipat. Din această cauză, s-au trasat caracteristici dinamice ale sarcinii care reflectă variația alunecării motoarelor asincrone în timp, în caz de scurtcircuit. Cu ajutorul lor este posibilă determinarea, în fiecare moment, a variației alunecării și modificarea corespunzătoare a impedanțelor de sarcină.

Folosirea acestor caracteristici pentru cercetarea stabilității dinamice este foarte laborioasă, dacă se aplică metode de calcul analitic. Ea este indicată mai ales în cazul cînd se studiază stabilitatea cu ajutorul modelelor sau al calculatoarelor.

În calculele analitice, pentru simplificare, se echivalează motoarele asincrone cu impedanțe constante, ceea ce presupune alunecări constante ale acestora. Impedanța directă va corespunde momentului dinaintea apariției scurtcircuitului și valoarea ei va fi determinată în funcție de tensiunea la borne, cu relația:

$$\underline{Z}_1 = \frac{U^2 \cos \varphi_2}{0,9\ P}(\cos \varphi_2 + \mathrm{j} \sin \varphi_2). \tag{9.22}$$

Impedanța inversă a motoarelor asincrone diferă mult de cea directă. Ea poate fi considerată ca avînd o valoare aproximativă de $(0,3 \div 0,4)\ \underline{Z}_1$.

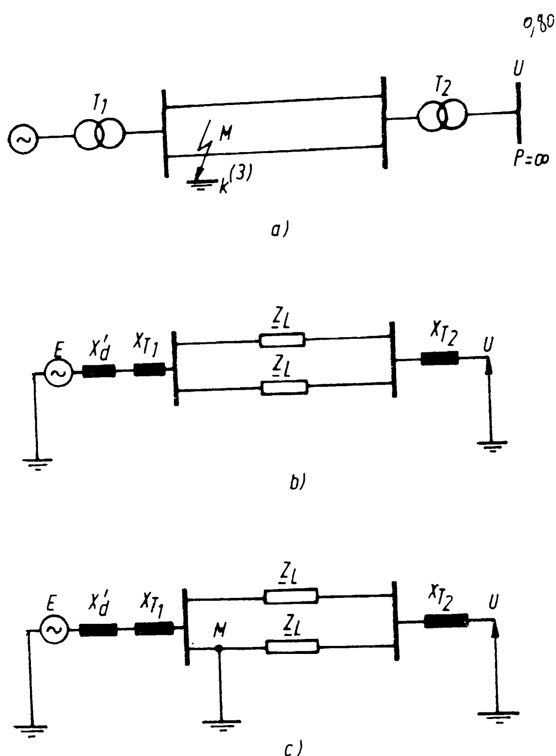


Fig. 9.14. Sistem electric avariat de un scurtcircuit trifazat:

a — schema inițială; *b* — schema echivalentă de regim permanent; *c* — schema echivalentă în caz de scurtcircuit.

9.2.2.2. *Schemele echivalente de scurtcircuit.* Scurtcircuitele reprezintă mari consumatori *și, în consecință, ele pot fi* echivalate prin impedanțe cu anumite valori.

În cazul unui scurtcircuit trifazat, cu sau fără punere la pămînt, schema echivalentă a unei rețele electrice se deosebește de cea de regim normal de funcționare, prin aceea că punctul de scurtcircuit este legat direct la conductorul de întoarcere, iar generatoarele sînt introduse prin reactanțele și tensiunile lor electromotoare tranzitorii sau supratranzitorii. În punctul de scurtcircuit tensiunea scade la zero și transportul de energie către consumator prin acest punct devine imposibil, sursele generatoare debitînd pe scurtcircuit.

În figura 9.14 este arătat un sistem de transport, în care are loc un scurtcircuit la capătul de intrare al liniei. În aceste condiții, puterea centralei scade aproximativ la zero, acoperind numai pierderile în rezistențele active ale schemei. Surpusul de putere debitat de turbină și, în consecință momentul, suplimentar la laxul mașinii ating valori ridicate, ceea ce explică marea probabilitate de pierdere a stabilității dinamice în cazul unui scurtcircuit trifazat.

În cazul scurtcircuitelor nesimetrice tensiunile și curenții sînt dezechilibrați, iar puterea este determinată de relația:

$$S = 3\ (V_1 I_1 + V_2 I_2 + V_0 I_0), \tag{9.23}$$

în care V_k reprezintă tensiunile pe fază și I_k curenții pe fază pentru fiecare sistem, direct *1*, invers *2* și homopolar 0.

Trebuie menționat însă că tensiunile electromotoare interne ale mașinilor care corespund curentului de excitație sînt totdeauna echilibrate și componentele lor inverse și homopolare sînt nule. În același timp, curenții de secvență homopolară nu circulă prin înfășurările generatoarelor, deoarece acestea sînt conectate la înfășurarea cu conexiunea în triunghi a transformatoarelor. În aceste condiții, dacă transformatorul are neutrul legat direct la pămînt, curenții de succesiune homopolară se închid prin neutrul acestuia la pămînt.

Curenții de succesiune inversă însă se regăsesc în înfășurările generatorului, ca componente ale oricărui curent nesimetric. Ei creează în întrefierul mașinii un flux magnetic de reacție, care se rotește în sens invers rotorului cu o viteză sincronă dublă. Acest flux nu are nici o influență asupra mărimii fluxului sincron fundamental din întrefier și nici asupra tensiunii electromotoare de succesiune directă, deoarece valoarea lui medie este aproximativ nulă. Corespunzător, se poate presupune că apare și un cuplu de succesiune inversă, care variază cu frecvența sincronă dublă. Inerția rotorului este atît de mare însă, încît el nu poate urma oscilațiile periodice de 100 Hz, astfel încît valoarea medie a cuplului este de asemenea aproape nulă.

În aceste condiții, în cazul scurtcircuitelor nesimetrice este posibil să nu se țină seama de apariția momentelor (puterilor) legate de curenții de succesiune inversă și homopolară, considerînd numai sistemul de curenți și de tensiuni de succesiune directă. Acest lucru însă nu trebuie interpretat în sensul că parametrii schemelor de succesiune inversă și homopolară nu au nici o influență asupra stabilității dinamice, în cazul scurtcircuitelor nesimetrice. După cum se știe, schemele de succesiune directă, inversă și homopolară sînt legate între ele și formează scheme complexe la scurtcircuite nesimetrice. În consecință, curenții și tensiunile de secvență directă care intervin în determinarea puterilor generatoarelor în cazul stabilității dinamice depind nu numai de impedanțele și de configurația schemelor de succesiune directă, ci și de a celor de succesiune inversă și homopolară. Acestea din urmă se conectează la schema directă, în locul de scurtcircuit, între fiecare fază și pămînt, sub forma unei impedanțe echivalente $\underline{Z}_e$ a cărei valoare este egală cu:

$\underline{Z}_0 + \underline{Z}_2$ — în cazul unui scurtcircuit monofazat;
$\underline{Z}_2 \parallel \underline{Z}_0$ — în cazul unui scurtcircuit bifazat cu punere la pămînt;
$\underline{Z}_2$ — în cazul scurtcircuitului bifazat;
0 — în cazul unui scurtcircuit trifazat.

Impedanțele de secvență inversă și homopolară sînt impedanțele totale raportate la punctul de scurtcircuit.

Comparînd aceste tipuri de scurtcircuite se constată din figura 9.15, că cel mai grav este scurtcircuitul trifazat, deoarece în acest caz tensiunea și impedanța echivalentă din punctul de scurtcircuit sînt nule.

Fie de exemplu rețeaua din figura 9.14, *a* în care se produce un scurtcircuit monofazat în punctul *M*. Schema echivalentă de scurtcircuit este prezentată în figura 9.16, *a* în care tensiunile și curenții generatorului și receptorului sînt componente de succesiune directă. Ele provoacă variații ale puterii generatorului și oscilațiile acestuia în caz de scurtcircuit. Consi-

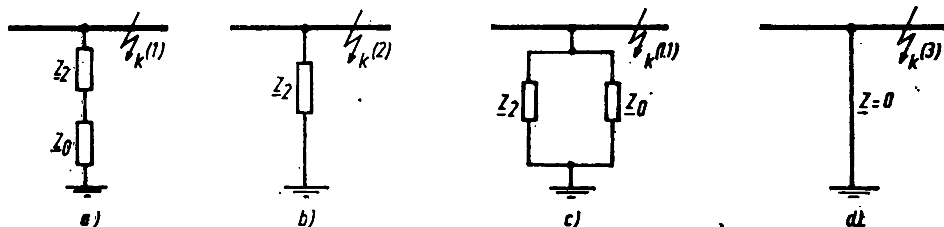
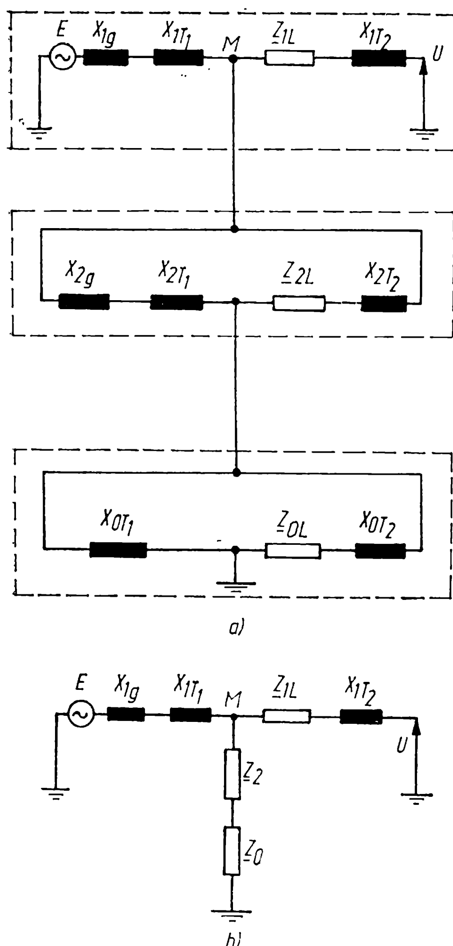


Fig. 9.15. Impedanțele echivalente conectate la schema de succesiune directă, în locul de defect pentru diferite scurtcircuite:

a — monofazat; *b* — bifazat; *c* — bifazat cu punere la pămînt; *d* — trifazat.



Fgi. 9.16. Schema echivalentă a rețelei din fgura 9.14, în cazul unui scurtcircuit monofazat:

a — schema inițială; *b* — schema finală.

derînd schema echivalentă a rețelei de succesiune directă *1*, scurtcircuitul monofazat se va reduce la conectarea în punctul *M* a unei impedanțe rezultante, formată din impedanțele de succesiune inversă și homopolară legate în serie, ca în figura 9.16, *b*.

Este de menționat faptul că efectul scurtcircuitului asupra stabilității dinamice nu depinde numai de tipul acestuia, ci și de locul unde se produce. În cazul figurii 9.14, de exemplu, scurtcircuitul la mijlocul liniei este mai puțin periculos decît cel de la capete.

9.2.2.3. *Caracteristicile mecanice ale grupurilor electrogene.* În calculul stabilității dinamice momentul de inerție al unui generator și al mașinii care îl antrenează $\left(I = \frac{GD^2}{4}\right)$ se înlocuiește adesea prin constanta de *accelerație* sau prin constanta de *inerție.*

Constanta de accelerație τ reprezintă raportul dintre dublul energiei cinetice înmagazinate în masele în rotație la viteză normală (viteza sincronă Ω_0) și puterea P_n a mașinii, adică:

$$\tau = \frac{2\,W_c}{P_n} = \frac{I\Omega_0^2}{P_n} = \frac{I\left(\frac{\omega_0}{p}\right)^2}{P_n}\ [\text{s}]. \quad (9.24)$$

Ea se exprimă în secunde și reprezintă timpul necesar grupului pentru a trece din starea de repaus în stare de mișcare cu viteza normală $\Omega_0 = \frac{\omega_0}{p}$, cînd i se aplică un cuplu motor constant corespunzător puterii nominale. Acest timp, denumit uneori *timp d, lansare,* are sensibil aceeași valoare pentru grupuri generatoare construite identic, cu puteri nominale care variază însă în limite largi. De exemplue grupurile turbogeneratoare au constante de accelerație apropiate de 10 s în timp ce grupurile hidrogeneratoare au constante de accelerație cu valori, mai mici, de aproximativ 5 s. Utilizarea acestor constante de accelerație în locul momentelor de inerție prezintă avantajul că ele variază puțin, în timp ce momentele de inerție variază sensibil chiar pentru două mașini de același tip, însă cu viteze diferite.

În cazul mai multor grupuri generatoare separate unele de altele prin impedanțe cu valori reduse și cînd perturbația (scurtcircuitul) nu afectează direct unul din ele, se poate aprecia că acestea nu vor prezenta mișcări relative importante unele în raport cu celelalte. În aceste condiții pot fi înlocuite toate mașinile care debitează pe același sistem de bare, printr-o singură mașină echivalentă. Pentru două mașini, de exemplu, cu puterile nominale P_{n_1} și P_{n_2} și constantele de accelerație τ_1 și τ_2, se poate presupune că puterea nominală a mașinii echivalente reprezintă suma puterilor nominale parțiale, iar energia cinetică a grupului echivalent reprezintă suma energiilor cinetice parțiale, adică:

$$P_{n_1} + P_{n_2} = P_n,$$

$$\tau_1 P_{n_1} + \tau_2 P_{n_2} = \tau (P_{n_1} + P_{n_2}) = \tau P_n,$$

de unde reiese că:

$$\tau = \frac{\tau_1 P_{n_1} + \tau_2 P_{n_2}}{P_{n_1} + P_{n_2}} = \frac{\tau_1 P_{n_1} + \tau_2 P_{n_2}}{P_n}. \tag{9.25}$$

Relația (9.25) poate fi extinsă pentru calculul constantei de accelerație τ a mașinii echivalente a n mașini care funcționează în paralel, în condițiile de mai sus, sub forma:

$$\tau = \frac{\sum_1^n \tau_k P_{nk}}{\sum_1^n P_{nk}}, \tag{9.26}$$

în care, conform relației (9.24), τ_k are valoarea:

$$\tau_k = \frac{I_k \Omega_k^2}{P_k} = \frac{I_k \left(\frac{\omega_0}{p_k}\right)^2}{P_k}.$$

Constanta de inerție M a unui grup echivalent se definește, de asemenea, cu ajutorul momentului de inerție sub forma:

$$M = \frac{I\omega_0}{p^2} = \frac{\tau P_n}{\omega_0}, \tag{9.27}$$

și asupra ei se pot face aceleași observații ca și la constanta de accelerație.

În consecință, grupurile generatoare pot fi reprezentate prin caracteristici unice echivalente, nu numai din punct de vedere electric, ținînd seama de tensiunile lor electromotoare, ci și din punct de vedere mecanic, ținînd seama de momentele de inerție. Cu ajutorul acestor două constante definite mai sus se pot exprima ecuațiile de mișcare relativă a mașinilor necesare pentru studiul stabilității.

9.2.2.4. *Caracteristicile de putere ale generatoarelor într-un sistem cu mai multe centrale electrice.* Caracteristica de putere a unui generator determinată de relația (9.3) corespunde unei instalații simple, formată dintr-o centrală electrică, o stație de transformare și o linie de transport conectată cu un sistem de putere infinită. Schema echivalentă a fost întocmită luînd în considerare numai reactanța elementelor componente.

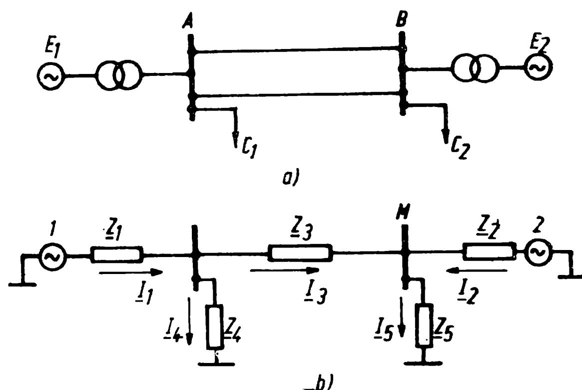


Fig. 9.17. Sistem electric cu două centrale și doi consumatori:
a — schema inițială; *b* — schema echivalentă.

Se consideră acum cazul real al mai multor centrale electrice în paralel, care alimentează prin linii și stații consumatori de energie. Elementele sistemului vor fi înlocuite în schema echivalentă prin impedanțele lor, iar mașinile sincrone se vor considera cu poli înecați (cu întrefier constant). În acest caz, pentru determinarea puterilor active și reactive debitate de generatoare, se va aplica principiul superpoziției, considerînd că rețeaua este liniară și neglijînd efectul de saturație magnetică în mașini.

Fie, de exemplu, sistemul prezentat în figura 9.17 format din două centrale electrice, interconectate printr-o linie de înaltă tensiune cu dublu circuit, care alimentează consumatorii de energie C_1 și C_2. Curenții debitați de generatoarele de tensiuni electromotoare $\underline{E}_1$ și $\underline{E}_2$ sînt notați cu $\underline{I}_1$ și $\underline{I}_2$, impedanțele de legătură care cuprind generatoarele, transformatoarele și linia cu $\underline{Z}_1$, $\underline{Z}_2$, $\underline{Z}_3$, iar consumatorii cu $\underline{Z}_4$ și $\underline{Z}_5$.

Regimul de funcționare corespunzător figurii 9.17, *b* se poate considera ca fiind rezultatul suprapunerii regimurilor schemelor echivalente prezentate în figura 9.18, în care debitează cîte o singură sursă generatoare pe totalitatea impedanțelor. În aceste condiții curenții debitați de fiecare mașină se pot scrie sub forma:

$$\underline{I}_1 = \underline{I}_{11} - \underline{I}_{21}; \qquad \underline{I}_2 = \underline{I}_{22} - \underline{I}_{12}, \tag{9.28}$$

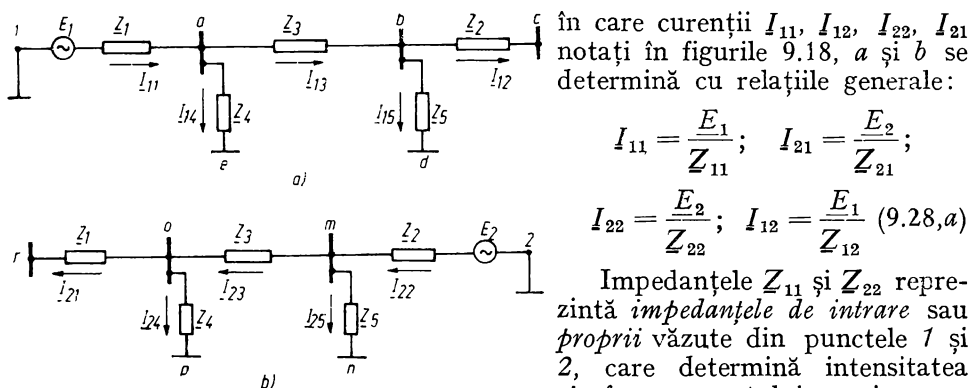


Fig. 9.18. Schemele echivalente și curenții corespunzători care permit calcularea curenților debitați de sursele generatoare din figura 9.17.

în care curenții $\underline{I}_{11}$, $\underline{I}_{12}$, $\underline{I}_{22}$, $\underline{I}_{21}$ notați în figurile 9.18, *a* și *b* se determină cu relațiile generale:

$$\underline{I}_{11} = \frac{\underline{E}_1}{\underline{Z}_{11}}; \quad \underline{I}_{21} = \frac{\underline{E}_2}{\underline{Z}_{21}};$$

$$\underline{I}_{22} = \frac{\underline{E}_2}{\underline{Z}_{22}}; \quad \underline{I}_{12} = \frac{\underline{E}_1}{\underline{Z}_{12}} \tag{9.28,a}$$

Impedanțele $\underline{Z}_{11}$ și $\underline{Z}_{22}$ reprezintă *impedanțele de intrare* sau *proprii* văzute din punctele *1* și *2*, care determină intensitatea și faza curentului unei surse generatoare date, în lipsa celeilalte surse. Impedanțele $\underline{Z}_{12}$ și $\underline{Z}_{21}$

sînt *impedanțe de transfer* între mașinile *1* și *2*, care determină intensitatea și faza curentului din ramura unei surse, produs de cealaltă sursă. Se demonstrează că aceste impedanțe sînt două cîte două egale, adică $\underline{Z}_{12} = \underline{Z}_{21}$; $\underline{Z}_{13} = \underline{Z}_{31}$ sau în general, $\underline{Z}_{mn} = \underline{Z}_{nm}$.

Fie θ_1 și θ_2 argumentele tensiunilor electromotoare $\underline{E}_1$ și $\underline{E}_2$ considerate în raport cu o axă oarecare și ψ_{11}, ψ_{12}, ψ_{22}, ψ_{21} argumentele impedanțelor proprii și de transfer, adică:

$$\underline{E}_1 = E_1 \underline{|\theta_1}; \quad \underline{E}_2 = E_2 \underline{|\theta_2};$$

$$\underline{Z}_{11} = Z_{11} \underline{|\psi_{11}}; \quad \underline{Z}_{22} = Z_{22} \underline{|\psi_{22}}; \quad \underline{Z}_{12} = \underline{Z}_{21} = Z_{12} \underline{|\psi_{12}}.$$

Cu aceste notații și ținînd seama de relațiile (9.28,*a*) în (9.28) se obține:

$$\begin{aligned} \underline{I}_1 &= \frac{E_1}{Z_{11}} \underline{|\theta_1 - \psi_{11}} - \frac{E_2}{Z_{21}} \underline{|\theta_2 - \psi_{21}}; \\ \underline{I}_2 &= \frac{E_2}{Z_{22}} \underline{|\theta_2 - \psi_{22}} - \frac{E_1}{Z_{12}} \underline{|\theta_1 - \psi_{12}}. \end{aligned} \tag{9.29}$$

Puterile active interne ale fiecărei surse generatoare se determină, considerînd partea reală a produselor $\underline{E}_1\underline{I}_1^*$ și $\underline{E}_2\underline{I}_2^*$, în care $\underline{I}_1^*$ și $\underline{I}_2^*$ reprezintă valorile conjugate ale curenților exprimați prin relațiile (9.29). Introducînd notațiile:

$$\theta_{12} = \theta_1 - \theta_2; \; \theta_{21} = \theta_2 - \theta_1 = -\theta_{12};$$

$$\alpha_{12} = 90° - \psi_{12} = \alpha_{21};$$

$$\alpha_{11} = 90° - \psi_{11}; \; \alpha_{22} = 90 - \psi_{22},$$

se determină expresiile:

$$\begin{aligned} P_1 &= \frac{E_1^2}{Z_{11}} \cos \psi_{11} - \frac{E_1E_2}{Z_{21}} \cos (\theta_{12} + \psi_{21}) = \frac{E_1^2}{Z_{11}} \sin \alpha_{11} + \frac{E_1E_2}{Z_{21}} \sin (\theta_{12} - \alpha_{12}); \\ P_2 &= \frac{E_2^2}{Z_{22}} \cos \psi_{22} - \frac{E_2E_1}{Z_{12}} \cos (\theta_{21} + \psi_{12}) = \frac{E_2^2}{Z_{22}} \sin \alpha_{22} - \frac{E_1E_2}{Z_{12}} \sin (\theta_{12} + \alpha_{12}). \end{aligned} \tag{9.30}$$

Se constată că, caracteristicile de putere ale celor două centrale depind de constantele sistemului și de unghiul θ_{12} dintre axele rotoarelor acestora. Ele conțin doi termeni, dintre care primul este constant și independent de unghiul θ_{12}, reprezentînd *puterea proprie a fiecărei centrale*, iar cel de-al doilea este funcție de unghiul θ_{12} și are o variație sinusoidală, reprezentînd *puterea de transfer dintre centrale*.

Reprezentarea grafică a caracteristicilor de putere P_1 și P_2 este dată în figura 9.19, din care se constată că sinusoidele

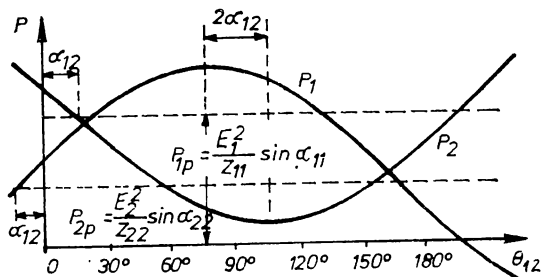


Fig. 9.19. Caracteristicile de putere a unui sistem cu două centrale.

sînt deplasate față de axa absciselor cu termenii* $\frac{E_1^2}{Z_{11}} \sin \alpha_{11}$ și $\frac{E_2^2}{Z_{22}} \sin \alpha_{22}$ și față de axa ordonatelor, cu unghiurile $\alpha_{12} = \alpha_{21}$.

Impedanțele proprii și de transfer se pot calcula folosind metodele obișnuite.

Astfel, prin definiție $\underline{Z}_{11}$ este impedanța rezultantă văzută din puncul *1* al figurii 9.18, *a* care se obține înseriind tensiunea electromotoare în impedanța reieșită din compunerea ramurilor *ab, bd bc* și *ae*. Dacă se notează:

$$\underline{Z}_6 = \underline{Z}_3 + \frac{\underline{Z}_2 \cdot \underline{Z}_5}{\underline{Z}_2 + \underline{Z}_5},$$

atunci rețeaua corespunzătoare se reduce la trei impedanțe montate în stea ca în figura 9.20, *a*, din care reiese că:

$$\underline{Z}_{11} = \underline{Z}_1 + \frac{\underline{Z}_4 \cdot \underline{Z}_6}{\underline{Z}_4 + \underline{Z}_6}. \tag{9.31}$$

În același mod se obține $\underline{Z}_{22}$, ca fiind impedanța rezultantă văzută din punctul *2* al schemei echivalente dată în figura 9.18, *b* adică:

$$\underline{Z}_{22} = \underline{Z}_2 + \frac{\underline{Z}_5 \cdot \underline{Z}_7}{\underline{Z}_5 + \underline{Z}_7},$$

în care:

$$\underline{Z}_7 = \underline{Z}_3 + \frac{\underline{Z}_1 \cdot \underline{Z}_4}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_4}.$$

În acest ultim caz, schema echivalentă este dată în figura 9.20, *b* și conține impedanțele $\underline{Z}_2$, $\underline{Z}_5$ și $\underline{Z}_7$ conectate în stea.

Impedanța de transfer $\underline{Z}_{12}$ reunește punctele *1* și *2* din schema echivalentă arătată în figura 9.21, *a*. Ea se determină efectuînd operațiile de transformare necesare, obținîndu-se schema echivalentă din figura 9.21, *b* din care reiese:

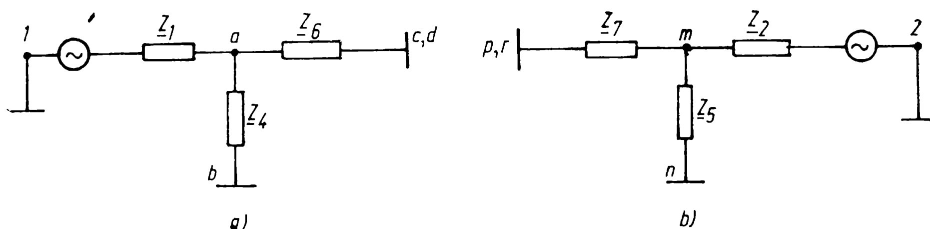


Fig. 9.20. Schemele echivalente pentru determinarea impedanțelor proprii ale sistemului prezentat în figura 9.17.

* Aceste puteri se numesc puteri proprii ale generatoarelor și s-au notat în figura 9.19 cu P_{1p} și P_{2p}.

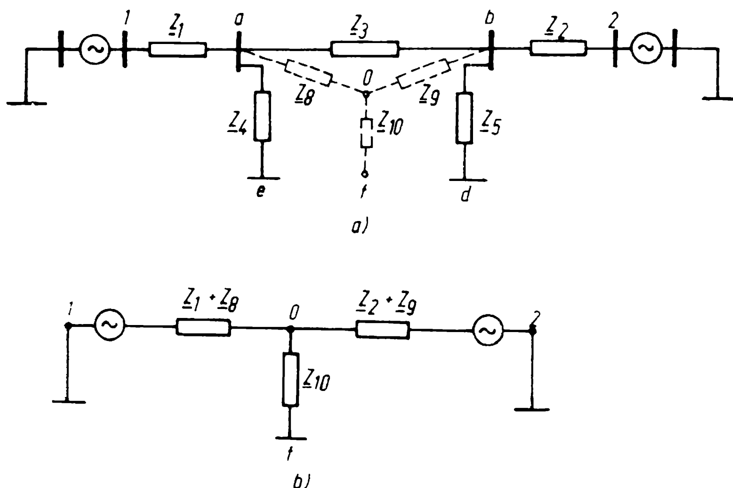


Fig. 9.21. Schemele echivalente pentru determinarea impedanței de transfer dintre centralele *1* și 2 din figura 9.17.

$$\underline{Z}_{12} = (\underline{Z}_1 + \underline{Z}_8) + (\underline{Z}_2 + \underline{Z}_9) + \frac{(\underline{Z}_1 + \underline{Z}_8)(\underline{Z}_2 + \underline{Z}_9)}{\underline{Z}_{10}} = \underline{Z}_{21}, \quad (9.32)$$

în care:

$$\underline{Z}_8 = \frac{\underline{Z}_3 \cdot \underline{Z}_4}{\underline{Z}_3 + \underline{Z}_4 + \underline{Z}_5}; \quad \underline{Z}_9 = \frac{\underline{Z}_3 \cdot \underline{Z}_5}{\underline{Z}_3 + \underline{Z}_4 + \underline{Z}_5}; \quad \underline{Z}_{10} = \frac{\underline{Z}_4 \cdot \underline{Z}_5}{\underline{Z}_3 + \underline{Z}_4 + \underline{Z}_5}.$$

În cazul unui sistem electric cu n centrale interconectate printr-o rețea cu N noduri, ca în figura 9.22, se folosește aceeași metodă generală de calcul și se obține:

$$\underline{I}_{11} = \frac{\underline{E}_1}{\underline{Z}_{11}}; \quad \underline{I}_{21} = \frac{\underline{E}_1}{\underline{Z}_{12}}; \quad \underline{I}_{31} = \frac{\underline{E}_1}{\underline{Z}_{13}}; \cdots; \quad \underline{I}_{n1} = \frac{\underline{E}_1}{\underline{Z}_{n1}};$$

$$\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (9.33)$$

$$\underline{I}_{nn} = \frac{\underline{E}_n}{\underline{Z}_{nn}}; \quad \underline{I}_{1n} = \frac{\underline{E}_n}{\underline{Z}_{1n}}; \quad \underline{I}_{2n} = \frac{\underline{E}_n}{\underline{Z}_{2n}}; \cdots; \quad \underline{I}_{n(n-1)} = \frac{\underline{E}_n}{\underline{Z}_{(n-1)n}},$$

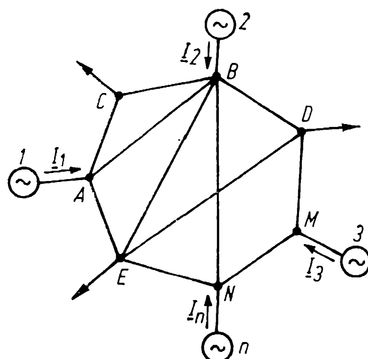


Fig. 9.22. Rețea complexă cu n surse generatoare

în care: $\underline{Z}_{nn}$ reprezintă impedanța de intrare văzută din punctul de conectare a sursei n, cînd celelalte surse sînt scurtcircuitate;

$\underline{Z}_{nm}$ — impedanța de transfer dintre sursele n și m, cînd celelalte $(n-2)$ surse sînt scurtcircuitate.

Curenții $\underline{I}_1, \underline{I}_2, \ldots, \underline{I}_n$ care pătrund în nodurile la care se conectează centralele au valorile:

$$
\begin{aligned}
\underline{I}_1 &= \underline{I}_{11} - \underline{I}_{12} - \underline{I}_{13} - \ldots - \underline{I}_{1n};\\
\underline{I}_2 &= \underline{I}_{22} - \underline{I}_{21} - \underline{I}_{23} - \ldots - \underline{I}_{2n};\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \qquad (9.34)\\
\underline{I}_n &= \underline{I}_{nn} - \underline{I}_{n1} - \underline{I}_{n2} - \ldots - \underline{I}_{n(n-1)},
\end{aligned}
$$

în care $\underline{I}_{12}, \underline{I}_{13}, \ldots$ reprezintă curenții din laturile $1A$, $2B$,..., nN ale celor n centrale, determinați de cîte o sursă generatoare, cînd celelalte $(n-1)$ surse sînt scurtcircuitate.

Puterile active interne ale fiecărei surse reprezintă partea reală a produselor $\underline{E}_1\underline{I}_1^*$, $\underline{E}_2\underline{I}_2^*, \ldots, \underline{E}_n\underline{I}_n^*$, avînd valorile:

$$
\begin{aligned}
P_1 &= \frac{E_1^2}{Z_{11}}\sin\alpha_{11} + \frac{E_1E_2}{Z_{12}}\sin(\theta_{12}-\alpha_{12}) + \frac{E_1E_3}{Z_{13}}\sin(\theta_{13}-\alpha_{13}) + \ldots;\\
P_2 &= \frac{E_2^2}{Z_{22}}\sin\alpha_{22} + \frac{E_2E_1}{Z_{21}}\sin(\theta_{21}-\alpha_{21}) + \frac{E_2E_3}{Z_{23}}\sin(\theta_{23}-\alpha_{23}) + \ldots;\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \qquad (9.35)\\
P_n &= \frac{E_n^2}{Z_{nn}}\sin\alpha_{nn} + \frac{E_nE_1}{Z_{n1}}\sin(\theta_{n1}-\alpha_{n1}) + \frac{E_nE_2}{Z_{n2}}\sin(\theta_{n2}-\alpha_{n2}) + \ldots,
\end{aligned}
$$

în care:

$$\theta_{nm} = \theta_n - \theta_m; \quad \alpha_{nm} = 90° - \psi_{nm}; \quad \alpha_{nn} = 90° - \psi_{nn}.$$

Relațiile (9.35) permit determinarea caracteristicilor de putere debitate de fiecare centrală, pentru anumite unghiuri de decalaj date dintre rotoarele mașinilor în regim permanent. Ele se folosesc atît în studierea stabilității dinamice, cît și a celei statice.

În cazul stabilității dinamice este necesară cunoașterea caracteristicilor de putere și în regim de avarie (scurtcircuit) și în regim de după avarie, care presupune deconectarea liniei sau elementului defect.

Fie, de exemplu, un scurtcircuit monofazat în punctul M de pe linia AB din sistemul electric prezentat în figura 9.17. Prezența defectului este echivalentă cu conectarea în punctul M a impedanței $\underline{Z}_n = \underline{Z}_0 + \underline{Z}_2$, ca în figura 9.23. Ea trebuie să fie pusă în paralel cu impedanța $\underline{Z}_5$, modificînd atît impedanțele proprii, cît și pe cea de transfer, calculul conducîndu-se de o manieră analoagă cu cea prezentată în figurile 9.20 și 9.21.

Astfel, în momentul apariției defectului se determină impedanțele proprii și de transfer și argumentele lor, $Z'_{11}\underline{|\psi'_{11}}$, $Z'_{22}\underline{|\psi'_{22}}$, $Z'_{12}\underline{|\psi'_{12}}$ din schema echivalentă dată în figura 9.23, *a*, iar la scoaterea din funcțiune a liniei avariate, $Z''_{11}\underline{|\psi''_{11}}$, $Z''_{22}\underline{|\psi''_{22}}$, $Z''_{12}\underline{|\psi''_{12}}$ din schema echivalentă 9.23, *b*.

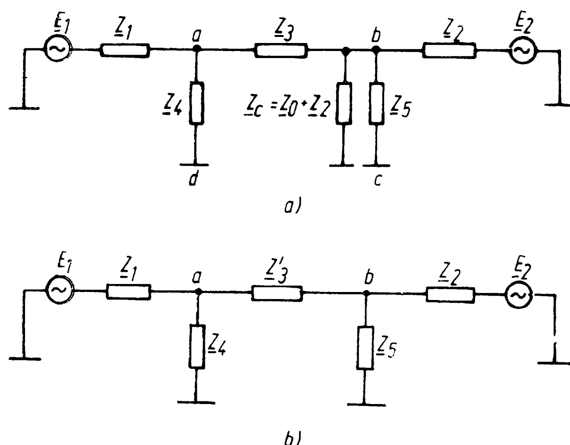


Fig. 9.23. Schemele echivalente pentru determinarea impedanţelor proprii şi de transfer în cazul unui scurtcircuit monofazat:

a — la eliminarea defectului; *b* — corespunzătoare sistemului din figura 9.17.

Puterile interne debitate de generatoare se exprimă prin relaţiile (9.30) în care intervin în locul impedanţelor $\underline{Z}_{ij}$ şi a argumentelor $\alpha_{ij} = 90° - \psi_{ij}$, valorile acestora care corespund momentului considerat al perturbaţiei. Este important de menţionat că prezenţa impedanţei echivalente scurtcircuitului, reduce impedanţa $\underline{Z}_{10}$ din relaţia (9.32) şi în consecinţă creşte impedanţa de transfer $\underline{Z}_{12}$. În aceste condiţii puterea de transfer din ecuaţiile (9.30) poate scade teoretic la zero, cînd $Z_{10} = 0$ şi $Z_{12} = \infty$. Se poate verifica că aceeaşi influenţă a scurtcircuitului se manifestă şi asupra impedanţelor $\underline{Z}_{ij}$ din cazul general al configuraţiei unei reţele cu un număr oarecare de centrale. În consecinţă, *prezenţa unui scurtcircuit într-o reţea electrică, oricare ar fi natura acestuia, creşte valoarea impedanţelor de transfer şi pentru aceleaşi tensiuni electromotoare* şi *unghiuri* θ_{ik} *reduce puterile transportabile exprimate de relaţiile (9.35)*. Impedanţele de transfer nu reiau valorile lor iniţiale decît dacă deconectările sînt urmate de reanclanşări după dispariţia defectului.

9.2.2.5. *Ecuaţia generală a mişcării generatoarelor electrice.* Orice perturbaţie care are loc într-un sistem cu n centrale sau n generatoare electrice echivalente, produce mişcări relative ale rotoarelor acestora unele în raport cu celelalte. Poziţia în spaţiu a rotorului unui generator este determinată în orice moment de poziţia fazorului tensiunii sale electromotoare sau a fluxului rezultant din întrefier. Pentru maşina k, de exemplu, care are p_k perechi de poli, tensiunea electromotoare $\underline{E}_k$ face unghiul în spaţiu β_k cu axa de referinţă OX, care se roteşte cu viteza sincronă $\Omega_0 = \frac{\omega_0}{p_k}$, aşa cum se arată în figura 9.24. În regim stabil de funcţionare β_k este constant, în timp ce la producerea unei perturbaţii, el poate varia. Această variaţie însă nu constituie o indicaţie precisă a menţinerii sau pierderii stabilităţii, deoarece este posibilă o îndepărtare simultană de la viteza de sincronism a tuturor maşinilor. Numai mişcările relative ale maşinilor, unele în raport cu celelalte, definite prin unghiurile în spaţiu β_{nm} dintre axele diferitelor rotoare, constituie un criteriu precis de constatare a pierderii sau menţinerii stabilităţii.

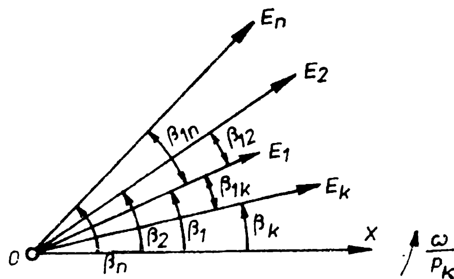


Fig. 9.24. Definirea în spaţiu a poziţiei rotorului unui generator în raport cu o axă fixă.

Pentru stabilirea ecuației mișcării relative a unei mașini se ține seama că cuplul forțelor centrifuge care se exercită asupra rotorului este nul, deoarece ele sînt normale la suprafața acestuia și întîlnesc axa lui de rotație. Ca urmare, mișcarea mașinii este determinată numai de acțiunea cuplurilor, motor C_{mk} și rezistent C_{rk}, aplicate la axul mașinii. Dacă se notează cu I_k momentul de inerție al maselor în rotație a mașinii k, ecuația mișcării se poate pune sub forma:

$$I_k \frac{d^2\beta_k}{dt^2} = C_{mk} - C_{rk}. \tag{9.36}$$

Pentru studierea oscilațiilor rotoarelor în jurul poziției lor de echilibru cînd se rotesc cu viteza sincronă, se neglijează influența amortizării, fapt care situează mișcarea la începutul ei, adică în condiții puțin mai severe decît cele care există în realitate. În același timp, se va ține seama că la începutul mișcării viteza medie a rotorului variază foarte puțin și nu se face o eroare sensibilă * dacă se identifică cu viteza de sincronism $\Omega_0 = \frac{\omega_0}{p}$.

În aceste condiții diferența cuplurilor, motor și rezistent, poate fi înlocuită cu diferența puterilor respective și pusă sub forma:

$$\Delta C_k = C_{mk} - C_{rk} = \frac{P_{mk} - P_{ek}}{\Omega_0} = p_k \frac{P_{ek}^0 - P_{ek}}{\omega_0} = p_k \frac{\Delta P_{ek}}{\omega_0}, \tag{9.37}$$

în care s-a considerat că puterea mecanică P_{mk}, legată de cuplul motor C_{mk}, echilibrează puterea electrică P_{ek}^0, imediat înaintea momentului producerii defectului.

Dacă se ține seama de această relație și de legătura care există între unghiul din spațiu β_k și unghiul electric $\theta_k(\theta_k = p_k\beta_k)$ ecuația mișcării devine:

$$\frac{I_k}{p_k} \cdot \frac{d^2\vartheta_k}{dt^2} = p_k \frac{P_{ek}^0 - P_{ek}}{\omega_0} = p_k \frac{\Delta P_{ek}}{\omega_0} \tag{9.38}$$

sau:

$$\frac{d^2\vartheta_k}{dt^2} = \frac{p_k^2}{\omega_0 I_k}(P_{ek}^0 - P_{ek}) = \frac{\omega_0}{\tau_k P_{nk}} \cdot \Delta P_{ek}, \tag{9.39}$$

în care τ_k reprezintă constanta de accelerație definită de relație (9.24).

Ecuația (9.38) se poate pune și sub forma:

$$\frac{\omega_0}{p_k^2} \cdot I_k \cdot \frac{d^2\vartheta_k}{dt^2} = P_{ek}^0 - P_{ek} = \Delta P_{ek}$$

sau:

$$M_k \frac{d^2\vartheta_k}{dt^2} = \Delta P_{ek} = P_{ek}^0 - P_{ek}, \tag{9.40}$$

în care M_k reprezintă, conform relației (9.27), constanta de inerție a mașinii.

În cadrul ecuațiilor de mișcare a rotorului (9.39) și (9.40), puterea $P_{ek}^0 = P_m$ reprezintă o mărime constantă corespunzătoare stării de echilibru

* Eroarea se situează în limitele de $1 \div 1{,}5\%$.

a mașinii, în timp ce P_{ek} este o funcție de unghiurile electrice θ_{ij} și de impedanțele proprii $\underline{Z}_{nn}$ și de transfer $\underline{Z}_{ij}$ conform etapei considerate în studierea mișcării. În cazul sistemului afectat de un scurtcircuit evident că intervin mărimile $Z'_{nn}\,|\underline{\psi'_{nn}}$ și $Z'_{ij}\,|\underline{\psi'_{ij}}$, în care se consideră reactanțele tranzitorii (supratranzitorii) ale mașinilor. Ținînd seama de aceste observații rezultă că pentru sistemul cu două centrale prezentat în figura 9.17, cu un scurtcircuit în punctul M, ecuațiile (9.39) sau (9.40) se pot scrie pentru fiecare generator echivalent (centrală electrică) sub forma:

$$
\begin{aligned}
\frac{\mathrm{d}^2\vartheta_1}{\mathrm{d}t^2} &= A_0 - \frac{\omega_0}{\tau_1 P_{n_1}}\left[\frac{E_1^2}{Z'_{11}}\sin\alpha'_{11} + \frac{E_1E_2}{Z'_{12}}\sin(\theta_{12}-\alpha_{12})\right] = \\
&= A_0 - \frac{1}{M_1}\left[\frac{E_1^2}{Z'_{11}}\sin\alpha'_{11} + \frac{E_1E_2}{Z'_{12}}\sin(\theta_{12}-\alpha'_{12})\right] \\
\frac{\mathrm{d}^2\theta_2}{\mathrm{d}t^2} &= B_0 - \frac{\omega_0}{\tau_2 P_{n_2}}\left[\frac{E_2^2}{Z'_{22}}\sin\alpha'_{22} - \frac{E_1E_2}{Z'_{12}}\sin(\theta_{12}+\alpha'_{12})\right] = \\
&= B_0 - \frac{1}{M_2}\left[\frac{E_2^2}{Z'_{22}}\sin\alpha'_{22} - \frac{E_1E_2}{Z'_{12}}\sin(\theta_{12}+\alpha'_{12})\right],
\end{aligned}
\qquad (9.41)
$$

în care s-au aplicat relațiile (9.30) și s-au făcut următoarele notații:

$$A_0 = \frac{\omega_0}{\tau_1 P_{n_1}}\,P^0_{e1} = \frac{P^0_{e1}}{M_1}; \quad B_0 = \frac{\omega_0}{\tau_2 P_{n_2}}\,P^0_{e2} = \frac{P^0_{e2}}{M_2}.$$

Pentru cazul a n centrale electrice se aplică sistemul (9.35) și se obțin ecuații de mișcare analoage cu relațiile (9.41).

9.3. METODE DE CALCUL AL STABILITĂȚII DINAMICE

Stabilitatea dinamică a centralelor electrice se studiază cu metode care permit să se determine atît variația unghiului electric dintre rotoarele a două generatoare, cît și timpul necesar la care trebuie reglată protecția prin relee pentru eliminarea defectului, astfel încît sincronismul să se mențină. Dintre aceste metode se vor aminti cele mai importante și anume *metoda ariilor* și *metoda intervalelor succesive*, a căror aplicare presupune determinarea caracteristicilor de putere în următoarele condiții:

a. în regim normal de funcționare, înainte de apariția defectului sau după reanclanșarea liniei deconectate;

b. în regim de avarie;

c. în regimul de după avarie, cînd elementul scurtcircuitat al rețelei a fost deconectat.

9.3.1. METODA ARIILOR

Stabilitatea dinamică a unui sistem electric redus la două centrale (generatoare) echivalente se poate studia cu ușurință folosind metoda ariilor. Această metodă grafo-analitică se va aplica mai întîi cazului particular

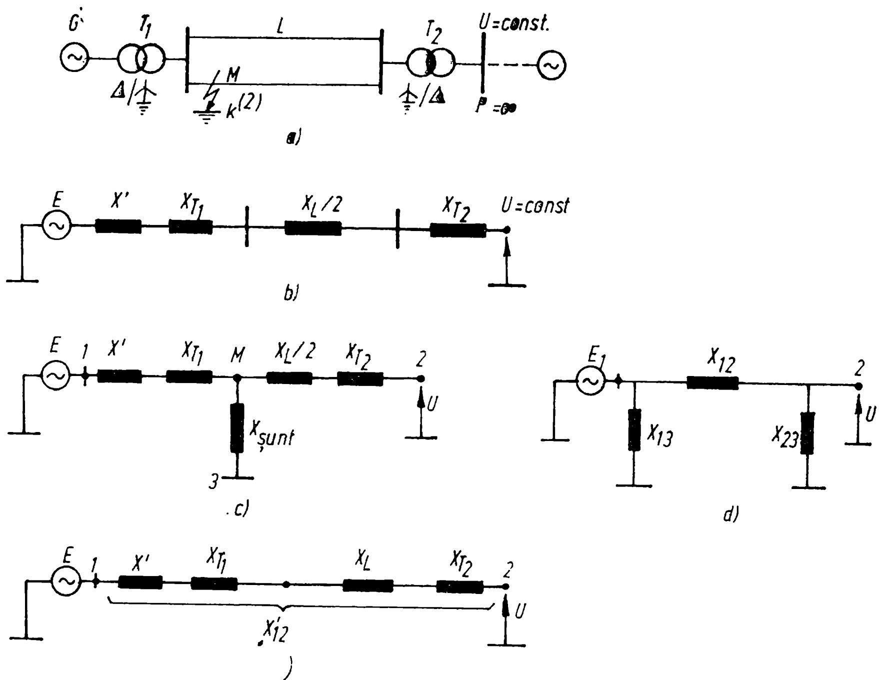


Fig. 9.25. Schemele echivalente ale unui sistem cu bare de putere infinită:

a — schema inițială; *b* — schema echivalentă în regim normal de funcționare; *c* — schema echivalentă în caz de defect; *d* — schema echivalentă transformată a schemei *c*; *e* — schema echivalentă a sistemului cu elementul avariat deconectat.

prezentat în figura 9.25, în care o centrală electrică alimentează un consumator conectat la bare de putere infinită. Generatorul sincron echivalent este de tipul cu poli înecați; fiind reprezentat prin reactanța sa tranzitorie, în spatele căreia se conectează tensiunea electromotoare, menținută constantă în timpul perturbației. Pentru simplificare se vor echivala și celelalte elemente ale rețelei, linii și transformatoare prin reactanțele lor, neglijînd rezistențele. Consumatorul este conectat la bare cu tensiunea constantă în mărime și fază, fapt care elimină posibilitatea oscilațiilor acestuia și simplifică mult analiza stabilității dinamice. În aceste condiții, caracteristica de putere va fi determinată de relația simplă (9.3), ceea ce nu modifică fenomenul fizic, însă ușurează înțelegerea lui.

În regim normal de funcționare, puterea electrică debitată de generator corespunde punctului *a* și unghiului θ_0, de pe caracteristica *1* din figura 9.26. Ea are valoarea:

$$P_e^0 = \frac{EU}{X_t} \sin\theta_0 = P_{max} \sin\theta_0,$$

în care X_t reprezintă reactanța schemei echivalente de regim permanent de funcționare, prezentată în figura 9.25, *b*.

La apariția unui defect în punctul *M*, de exemplu, un scurtcircuit bifazat cu punere la pămînt, configurația schemei echivalente se modifică ca în

figura 9.25, *c* datorită reactanței șunt introdusă de scurtcircuit. În aceste condiții, menținînd tensiunea electromotoare la generator nemodificată, puterea activă transmisă sistemului scade, ca urmare a creșterii impedanței dintre sursă și consumator. Valoarea ei se poate determina prin transformări simple ale schemei echivalente. Astfel, steaua impedanțelor din figura 9.25, *c* se transformă într-un triunghi, cu ajutorul relațiilor:

$$X_{13} = X_1 + X_3 + \frac{X_1 X_3}{X_2};$$

$$X_{23} = X_2 + X_3 + \frac{X_2 X_3}{X_1};$$

$$X_{12} = X_1 + X_2 + \frac{X_1 X_2}{X_3},$$

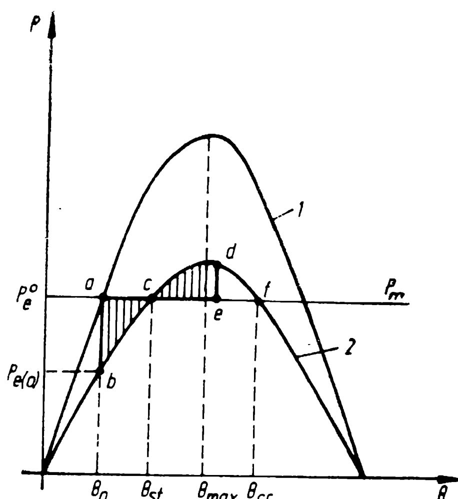


Fig. 9.26. Caracteristicile de putere corespunzătoare sistemului prezentat în figura 9.25:
1 — în regim normal de funcționare; *2* — în regim de avarie.

în care s-au făcut notațiile:

$$X_1 = X' + X_{T_1}; \quad X_2 = \frac{X_L}{2} + X_{T_2}; \quad X_3 = X_{şunt}.$$

Reactanțele X_{13} și X_{23} nu influențează puterea activă a centralei în regim de avarie, ea fiind condusă numai prin reactanța X_{12}. În aceste condiții X_{13} și X_{23} se pot neglija, iar X_{12} reprezintă reactanța echivalentă a sistemului în regim de avarie, a cărei valoare este mai mare decît cea a reactanței de regim permanent, așa cum se constată din relația:

$$X_{12} = (X' + X_{T_1}) + \left(\frac{X_L}{2} + X_{T_2}\right) + \frac{(X' + X_{T_1}) \cdot \left(\frac{X_L}{2} + X_{T_2}\right)}{X_{şunt}} >$$

$$> X_t = (X' + X_{T_1}) + \left(\frac{X_L}{2} + X_{T_2}\right).$$

Caracteristica de putere corespunde curbei *2* din figura 9.26, fiind determinată cu ajutorul unei relații de forma (9.3), adică:

$$P_2 = \frac{EU}{X_{12}} \sin \theta = P_{2\,max} \sin \theta.$$

Amplitudinea ei este cu atît mai mică cu cît reactanța X_{12} este mai mare, respectiv cu cît reactanța șunt echivalentă scurtcircuitului este mai mică. În cazul scurtcircuitului trifazat, de exemplu, $X_{şunt} = 0$, $X_{12} = \infty$, iar puterea activă transmisă sistemului este teoretic nulă. În realitate însă,

puterea activă transmisă nu este nulă și este egală cu pierderile în rezistențele sistemului electric pînă la locul de scurtcircuit.

Dacă se consideră că reactanța schemei echivalente în regim normal $X_t = k \cdot X_{12}$, atunci $P_{2\,max} = kP_{max}$, în care k este totdeauna subunitar. În acest caz, scrierea ecuației de mișcare a rotorului se va simplifica.

La schimbarea regimului de funcționare a generatorului puterea electrică se modifică brusc, scăzînd de la valoarea $P_e^0 = P_{max} \sin \theta_0$ corespunzătoare punctului a, la valoarea $P_{e(0)} = kP_{max} \sin \theta_0$ corespunzătoare punctului b, așa cum se constată în figura 9.26. Unghiul θ_0, ca și puterea mecanică a turbinei P_m, rămîn constante din cauza inerției maselor în rotație și a regulatorului de viteză. În aceste condiții, pe axul mașinii apare un exces de putere $P_m - P_{e(0)} = P_e^0 - (1 - k)\, P_{e(0)} = P_{max}$ sin $\theta_0 > 0$, ceea ce face ca rotorul să se accelereze pe porțiunea bc a caracteristicii 2 de putere, să crească unghiul θ și puterea electrică debitată și să înmagazineze o energie cinetică proporțională cu aria de accelerare abc. Valoarea acestei energii se deduce din ecuația de mișcare a rotorului (9.40) scrisă sub forma:

$$M \frac{d^2\theta}{dt^2} = M \frac{d\omega}{dt} = \Delta P_e = P_m - P_e, \tag{9.42}$$

unde:

$$\omega = \frac{d\theta}{dt}.$$

Din înmulțirea acestor două relații se obține:

$$M d\left(\frac{\omega^2}{2}\right) = \Delta P_e \cdot d\theta = dS, \tag{9.43}$$

în care cel de-al doilea membru reprezintă o suprafață elementară limitată de sinusoida 2 și axa P_m.

Prin integrarea ultimei relații în limitele θ_0 și θ_{st} se obține:

$$M \frac{\omega^2}{2} = \int_{\theta_0}^{\theta_{st}} \Delta P_e(\theta) \cdot d\theta = \int_{\theta_0}^{\theta_{st}} dS = S_{abc} = S_{acc} \cdot \tag{9.44}$$

în care: $M \dfrac{\omega^2}{2}$ reprezintă energia cinetică a rotorului corespunzătoare perioadei de accelerare;

ω — viteza relativă unghiulară electrică suplimentară, peste cea sincronă, egală cu ω_0;

$S_{acc} = S_{abc}$ — aria de accelerare proporțională cu energia.

În punctul c puterea suplimentară și accelerația rotorului sînt nule, iar viteza relativă este maximă. În aceste condiții, mașina nu se stabilizează în acest punct după prima oscilație, continuînd să crească unghiul θ și puterea electrică debitată în contul energiei cinetice acumulată în perioada de accelerare a rotorului.

Pe porțiunea cd a caracteristicii 2 de putere, surplusul de putere și accelerația schimbă de semn, viteza relativă scade, iar mașina se frînează

consumînd energia acumulată în perioada de accelerare. Energia consumată la frînare se determină cu ajutorul relației (9.43) scrisă sub forma:

$$\int_{\theta_{st}}^{\theta_{max}} \Delta P_e(\theta) \cdot d\theta = \int_{\theta_{st}}^{\theta_{max}} dS = S_{cde} = S_{fr.}, \tag{9.45}$$

în care S_{fr} reprezintă suprafața de frînare delimitată de curba *2* (arcul *cd*) și dreapta P_m.

În punctul *d*, viteza relativă $\frac{d\theta}{dt} = \omega$ este nulă, consumîndu-se întreaga cantitate de energie acumulată în perioada de accelerare. În aceste condiții, mașina se rotește sincron, însă pe axul ei acționează o putere suplimentară $\Delta P_e < 0$, ceea ce face ca rotorul să fie frînat. După o serie de oscilații în jurul punctului *c*, care se amortizează, mașina se stabilizează la un nou unghi θ_{st}.

Pentru ca funcționarea mașinii să fie stabilă este necesar ca viteza relativă să se anuleze pentru o anumită valoare a unghiului $\theta = \theta_{max}$ și în acest moment, accelerația rotorului, proporțională cu puterea suplimentară, să fie nulă sau negativă. În acest caz, energia acumulată în perioada de accelerare este consumată integral în perioada de frînare, iar *condițiile de menținere a stabilității dinamice* se pot exprima prin relațiile:

$$\begin{gathered} \int_{\theta_0}^{\theta_{max}} \Delta P_e(\theta) \cdot d\theta = 0; \\ \Delta P_e(\theta_{max}) \leqslant 0. \end{gathered} \tag{9.46}$$

Prima condiție se poate scrie și sub forma:

$$\int_{\theta_0}^{\theta_{max}} dS = \int_{\theta_0}^{\theta_{st}} dS + \int_{\theta_{st}}^{\theta_{max}} dS = S_{abc} - S_{cde} = S_{acc.} - S_{fr.} = 0, \tag{9.47}$$

în care s-a ținut seama de ecuațiile (9.44) și (9.45).

Relația (9.47) reprezintă condiția necesară de menținere a stabilității dinamice dedusă pe baza metodei suprafețelor egale. Ea permite să se definească și un coeficient de siguranță a stabilității dinamice sub forma:

$$k_s = \frac{S_{fr.}}{S_{acc.}} = \frac{S_{cdf}}{S_{abc}}, \tag{9.48}$$

în care s-a considerat suprafața maximă de frînare din figura 9.26 limitată de arcul de curbă *cdf* și orizontala P_m. Dacă acest coeficient este mai mare sau cel mult egal cu unitatea, atunci stabilitatea se menține.

Valoarea unghiului θ pentru care se îndeplinește condiția (9.47) sau (9.48) se poate determina fie grafic, prin planimetrarea ariilor, fie analitic.

Studiul analitic folosește ecuația de mișcare a rotorului (9.44) scrisă sub forma:

$$\begin{aligned} \frac{1}{2}\left(\frac{d\theta}{dt}\right)^2 &= \frac{P_{max} \cdot k}{M} \int_{\theta_0}^{\theta} \left(\frac{\sin\theta_0}{k} - \sin\theta\right) d\theta = \\ &= \frac{P_{max} \cdot k}{M} \left[\left(\theta - \theta_0\right)\frac{\sin\theta_0}{k} + \cos\theta - \cos\theta_0\right]; \end{aligned} \tag{9.49}$$

sau:

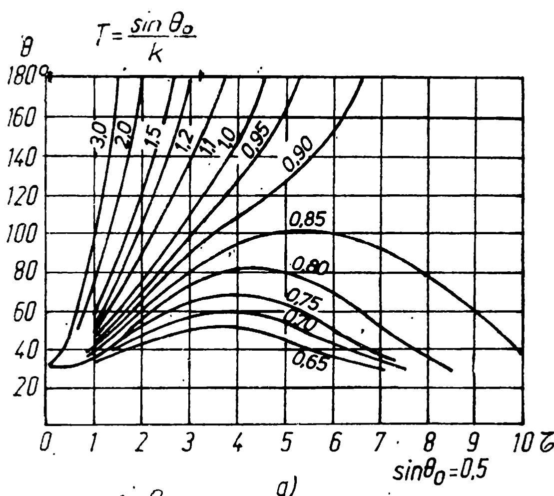
$$\frac{d\theta}{dt}=\sqrt{\frac{2P_{max}\cdot k}{M}}\sqrt{(\theta-\theta_0)\frac{\sin\theta_0}{k}+\cos\theta-\cos\theta_0}\cdot \qquad (9.50)$$

Din această relație se poate calcula timpul necesar pentru ca unghiul θ să atingă o valoare, care să satisfacă condiția (9.47) sau 9.48), scriind că:

$$\tau=\frac{1}{\sqrt{2}}\int_{\theta_0}^{\theta}\frac{d\theta}{\sqrt{(\theta-\theta_0)\frac{\sin\theta_0}{k}+\cos\theta-\cos\theta_0}}, \qquad (9.51)$$

în care s-a făcut notația:

$$\tau=\frac{t\sqrt{P_{max}\cdot k}}{\sqrt{M}}. \qquad (9.52)$$



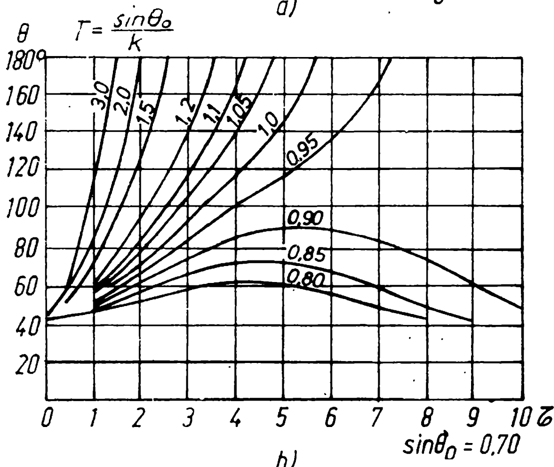


Fig. 9.27. Curbe precalculate pentru determinarea regimului de stabilitate.

Această legătură $\theta=\varphi(\tau)$ este exprimată în literatura tehnică de specialitate sub forma unor familii de curbe, trasate pentru următoarele valori ale parametrilor $\sin\theta_0$ și $T=\frac{\sin\theta_0}{k}$:

$$0\leqslant\sin\theta_0\leqslant 0,9;$$

$$0,65\leqslant T\leqslant 3.$$

În figura 9.27 sînt reproduse curbele pentru $\sin\theta_0=0,5$ ($\theta_0=30°$) și $\sin\theta_0=0,7$ ($\theta_0\approx 45°$) și parametrul variabil T cuprins în limitele indicate mai sus. Se constată, de exemplu, în cazul figurii 9.27, *a* că unghiul θ trece printr-un maxim de aproximativ 100° pentru $T=0,85$; pentru valori ale parametrului $T>0,85$, unghiul θ crește în mod nedefinit, ceea ce constituie o indicație că funcționarea devine instabilă.

Trebuie menționat că se poate ajunge la o funcționare stabilă a sistemului și în cazul cînd coeficientul de siguranță al stabilității este mai mic decît unitatea, cu condiția *deconectării rapide a circuitului avariat*. În aceste condiții,

reactanța echivalentă corespunzătoare scurtcircuitului dispare, iar reactanța de legătură dintre centrală și barele de putere infinită crește, ca urmare a deconectării circuitului avariat al liniei. Valoarea acesteia se poate calcula cu ajutorul schemei echivalente dată în figura 9.25, *a*. Puterea activă transmisă pe un singur circuit al liniei este mai mare decît cea transmisă în caz de avarie pe ambele circuite, deoarece reactanța echivalentă X_e corespunzătoare schemei din figura 9.25, *e* este mai mică decît reactanța X_{12} din figura 9.25, *d*. Dacă se notează cu k_2 și k_3 rapoartele:

$$k_2 = \frac{X_t}{X_{12}}; \quad k_3 = \frac{X_t}{X'_{12}},$$

în care: X_t reprezintă reactanța sistemului în regim normal de funcționare;

X_{12} — reactanța sistemului în regim de avarie;

X'_{12} — reactanța sistemului după deconectarea liniei avariate,

atunci caracteristicile de putere trasate în figura 9.28 se pot exprima sub forma:

$$P_1 = \frac{EU}{X_t} \sin \theta = P_{max} \sin \theta; \quad P_2 = \frac{EU}{X_{12}} \sin \theta = k_2 P_{max} \sin \theta;$$

$$P_3 = \frac{EU}{X'_{12}} \sin \theta = k_3 P_{max} \sin \theta,$$

în care evident că:

$$k_2 < k_3 < 1.$$

În momentul producerii defectului, generatorul care debita, în condiții de echilibru, puterea electrică $P_e^0 = P_{max} \sin \theta$, își schimbă punctul de funcționare de pe caracteristica *1* (punctul *a*) pe caracteristica *2* (punctul *b*), puterea electrică debitată scăzînd la valoarea $P_{e(0)} = k_2 P_{max} \sin \theta_0$. Pe axul mașinii apare un cuplu suplimentar pozitiv ($P_m > P_e$), care produce accelerarea mașinii și creșterea unghiului θ și a puterii debitate. Dacă după un timp oarecare, cînd unghiul $\theta = \theta_{dec.}$ din figura 9.28, linia defectă este deconectată, atunci funcționarea generatorului trece în punctul *e* de pe caracteristica *3*. Puterea debitată crește corespunzător, avînd valoarea $k_3 P_{max} \sin \theta_{dec.}$, după care unghiul θ continuă să crească pînă cînd viteza relativă a rotorului se anulează. În acest moment aria suprafeței de frînare *cdefg* devine egală cu cea a suprafeței de

Fig. 9.28. Caracteristicile de putere corespunzătoare sistemului din figura 9.25, în care se consideră și deconectarea circuitului avariat.

accelerare *abc*. Aceasta va fi cu atît mai mare cu cît deconectarea circuitului avariat se face mai rapid, adică cu cît $\theta_{dec.}$ este mai mic. În consecință, lichidarea rapidă a scurtcircuitului mărește mult probabilitatea de menținere a stabilității sistemului.

Determinarea unghiului $\theta_{dec.}$ la care trebuie deconectată linia avariată pentru ca stabilitatea să fie menținută, se poate face fie grafic, fie analitic ca și în cazul analizat în figura 9.26.

În primul caz, prin planimetrare se constată dacă condiția (9.46) este îndeplinită, adică dacă:

$$S_{cdefg} = S_{fr.} > S_{abc} = S_{acc.} \tag{9.53}$$

sau, mai general, dacă:

$$S_{\theta_0\, bcdeh\, \theta_{cr}} \geqslant S_{\theta_0\, ah\, \theta_{cr}}, \tag{9.54}$$

în care θ_{cr} este unghiul corespunzător punctului h de intersecție a orizontalei $P_e^0 = P_m$, cu ramura descrescătoare a sinusoidei *3* (fig. 9.28).

Pe cale analitică, condiția (9.53) se scrie, la limită, sub forma:

$$\int_{\theta_0}^{\theta_{dec.}} (P_e^0 - k_2\, P_{max} \sin\theta)\, d\theta + \int_{\theta_{dec.}}^{\theta_{cr}} (P_e^0 - k_3\, P_{max} \sin\theta)\, d\theta = 0;$$

sau:

$$\int_{\theta_0}^{\theta_{dec}} (\sin\theta_0 - k_2 \sin\theta)\, d\theta + \int_{\theta_{dec.}}^{\theta_{cr}} (\sin\theta_0 - k_3 \sin\theta)\, d\theta = 0. \tag{9.55}$$

Prin integrarea acestei relații se obține:

$$(\theta_{dec} - \theta_0) \sin\theta_0 + k_2 (\cos\theta_{dec.} - \cos\theta_0) + (\theta_{cr} - \theta_{dec.}) \sin\theta_0 +$$
$$+ k_3 (\cos\theta_{cr} - \cos\theta_{dec.}) = 0$$

din care se determină:

$$\cos\theta_{dec.} = \frac{(\theta_{cr} - \theta_0) \sin\theta_0 + k_3 \cos\theta_{cr} - k_2 \cos\theta_0}{k_3 - k_2}. \tag{9.56}$$

Unghiul $\theta_{dec.}$ se poate afla ușor, dacă se cunoaște θ_0 și $\theta_{cr} = \pi - \arcsin\left(\frac{P_e^0}{k_3 P_{max}}\right) = \pi - \arcsin\left(\frac{\sin\theta_0}{k_3}\right)$. Însă în practică nu interesează $\theta_{dec.}$, ci intervalul de timp în decursul căruia rotorul atinge acest unghi. Acest timp, numit *timp limită de deconectare* trebuie impus protecției prin relee care deconectează linia avariată și garantează menținerea stabilității dinamice.

Determinarea acestui timp se poate face aproximativ, folosind abacele. reproduse în figura 9.29, stabilite pentru diferite valori ale lui sin θ_0 și k_2, în funcție k_3. În ordonatele acestei figuri sînt notate valorile mărimii τ, exprimată prin relația (9.52).

Folosirea acestor abace permite obținerea rapidă a timpului limită de deconectare, care corespunde unei puteri fixate și nu puterii maxime, compatibilă cu acest timp determinat; această ultimă valoare se obține prin tatonări.

O determinare mai exactă a timpului limită de deconectare se poate face însă cu *metoda intervalelor succesive,* care va fi expusă mai jos.

Observație. În cazul scurtcircuitului trifazat sinusoida de putere 2 din figura 9.28 se confundă cu axa absciselor, $k_2 = 0$, iar formulele și abacele indicate mai sus nu se mai pot aplica. Variația unghiului θ în timp se determină folosind ecuația de mișcare a rotorului sub forma:

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} = \frac{P_{max}}{M} \sin \theta_\theta = \frac{\sin \theta_0}{M'},$$

în care:

$$M' = \frac{M}{P_{max}}.$$

Făcînd schimbarea de variabilă $t = \tau' \sqrt{M'}$ și integrînd de două ori, între 0 și τ', se obține:

$$\tau' = \sqrt{\frac{2(\theta - \theta_0)}{\sin \theta_0}} = \frac{t}{\sqrt{M'}}.$$

Pentru $\theta = \theta_{cr}$ relația precedentă devine:

$$t_{cr} = \sqrt{\frac{2M' (\theta_{cr} - \theta_0)}{\sin \theta_0}}.$$

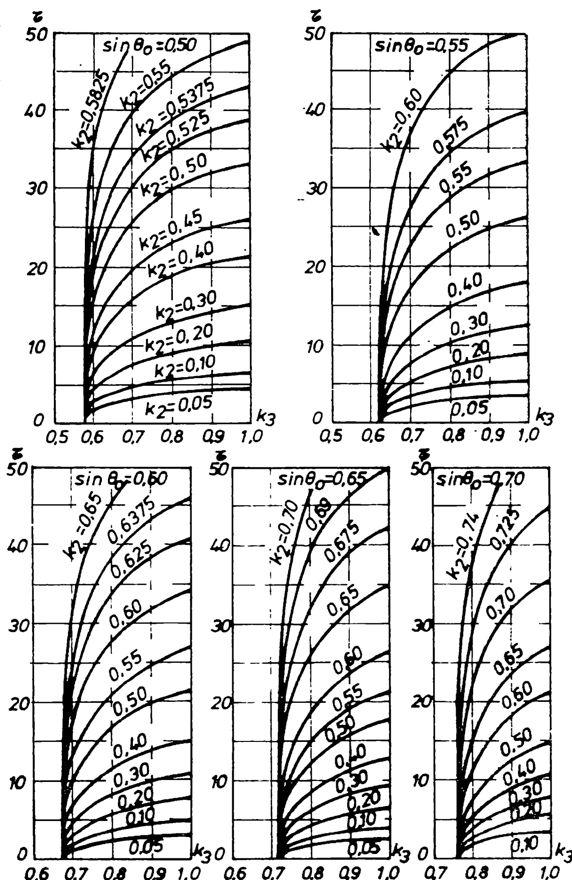


Fig. 9.29. Abace pentru determinarea tipului limită de deconectare a unui circuit avariat.

9.3.2. METODA INTERVALELOR SUCCESIVE

Ecuația diferențială de mișcare a rotoarelor generatoarelor (9.39) sau (9.40) este neliniară și nu poate fi rezolvată în forma ei generală, decît pentru cazul particular $P_e^0 = 0$, care din punct de vedere fizic nu are sens. De aceea, rezolvarea ei se face prin *metoda creșterilor finite* sau a *intervalelor succesive,* care permite să se traseze, punct cu punct, curbele de variație în timp a unghiurilor dintre axele rotoarelor a cîte două mașini și să se determine timpul limită de deconectare a scurtcircuitului, ținînd seama și de influența unor factori ca, de exemplu, amortizarea, regulatoarele de tensiune și de viteză, reacția indusului etc. În acest scop, se calculează mai întîi, pentru momentul inițial care precede imediat defectul al cărui efect se studiază, valoarea puterilor debitate de mașini și unghiul θ_k, care fixează poziția rotoarelor în raport cu o axă fixă ce se rotește cu viteză sincronă. Considerînd ca punct de plecare acest moment, se împarte timpul în intervale egale $\Delta t = (0{,}05 \div 0{,}1)$ s pe parcursul cărora se presupune că cuplurile aplicate la axul mașinilor rămîn

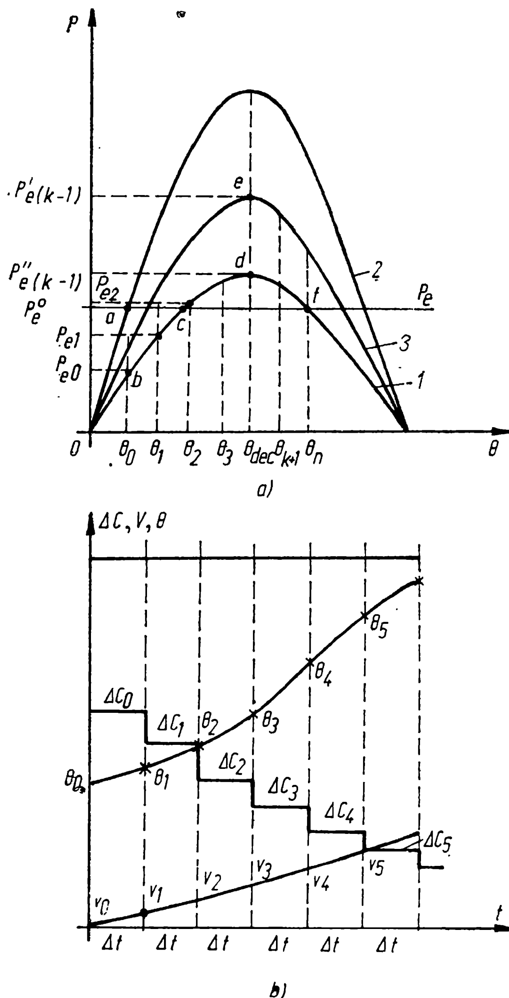


Fig. 9.30. Caracteristicile de sarcină ale generatorului echivalent, pentru regimul normal de funcționare — *1*, de avarie — *2* și după avarie — *3* și trasarea curbei $\theta = \varphi(t)$ cu ajutorul metodei intervalelor succesive.

constante, variațiile acestora neavînd loc decît la sfîrșitul intervalelor. În aceste condiții este ușor să se determine cuplurile electrice exercitate asupra fiecărei mașini, care echilibrează cuplurile mecanice înaintea producerii perturbației. Imediat după producerea perturbației, cuplurile mecanice rămîn constante, deoarece regulatoarele de viteză nu au intervenit și, în consecință, viteza unghiulară Ω_{0k} a fiecărui grup nu a avut timp să se modifice și nici tensiunea sa electromotoare (sau fluxul rezultant din întrefier) și unghiul θ_{0k}. Valorile noilor cupluri electrice se pot deduce atunci din ecuațiile puterilor de forma generală (9.35), în care tensiunile electromotoare și unghiul de defazaj rămîn aceleași ca în momentul inițial, iar impedanțele proprii și de transfer se calculează cu ajutorul schemelor echivalente sau a unor relații asemănătoare cu (9.31) și (9.32).

Pentru a înțelege modul de aplicare a metodei intervalelor succesive se consideră caracteristicile de putere ale unui generator echivalent din figura 9.30, *a* și se trasează, punct cu punct, în figura 9.30, *b*, variația în timp a unghiului θ, a vitezei relative *v* și a cuplurilor ΔC, calculînd mai multe intervale de timp. În acest scop se reamintește că ecuația de mișcare a rotorului unei mașini este de forma generală:

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} = \frac{\omega_0}{P_n}(P_e^0 - P_e) = \frac{1}{M}(P_e^0 - P_e) = k(P_e^0 - P_e), \qquad (9.57)$$

în care: trebuie să se țină seama că P_e reprezintă o funcție $\varphi(\theta)$ de forma (9.3) sau (9.35);

$k = \dfrac{\omega}{\tau P_n} = \dfrac{1}{M}$ — constantă care conține mărimile τ sau M, definite prin relațiile (9.24) și (9.27).

La începutul primului interval de timp cuplul și puterea mecanică, înaintea momentului inițial al producerii defectului (momentul 0^-) sînt egale cu cuplul și puterea electrică din acel moment, adică $C_m^0 = C_e^0$ și $P_m^0 = P_e^0 = \Omega C_m^0$, mașina fiind în stare de echilibru. Imediat după producerea defectului (momentul 0^+), echilibrul la axul mașinii se strică, cuplul rezistent și puterea electrică debitată devenind $C_{r0} = C_{e0}$ și P_{e0}, așa cum s-a notat pe figura 9.30, *a*. Cuplul rezultant ΔC_0 aplicat la ax la începutul primului interval de timp, are valoarea:

$$\Delta C_0 = C_m^0 - C_{e0} = \frac{P_e^0 - P_{e0}}{\Omega_0} = \frac{P_m^0 - P_{e0}}{\Omega_0}, \tag{9.58}$$

în care: $\Omega_0 = \frac{\omega_0}{p}$ reprezintă viteza unghiulară de sincronism.

Conform ipotezelor făcute, acest cuplu rămîne constant pe parcursul intervalului de timp considerat, ceea ce presupune că viteza unghiulară relativă a rotorului, $v = \frac{d\theta}{dt}$, variază linear, plecînd de la zero, în momentul inițial $\left(v = \frac{d\theta_0}{dt} = 0\right)$ și atingînd valoarea $v_1 = \frac{d\theta_1}{dt}$ după timpul Δt (v. fig. 9.30,*b*).

Accelerația medie corespunzătoare primului interval se poate exprima prin relația:

$$\alpha_{1med} = \frac{d^2\theta}{dt^2} = \frac{v_1}{\Delta t} = k\,(P_e^0 - P_{e0}), \tag{9.59}$$

din care reiese valoarea vitezei relative la sfîrșitul intervalului:

$$v_1 = k(P_e^0 - P_{e0})\,\Delta t = k[P_e^0 - \varphi(\theta_0)]\,\Delta t. \tag{9.60}$$

Unghiul de defazaj, în același interval de timp, variază de la θ_0 la θ_1 și raportul:

$$\frac{\theta_1 - \theta_0}{\Delta t} = \frac{\Delta\theta_1}{\Delta t} = \frac{v_1}{2} = v_{1\,med} \tag{9.61}$$

reprezintă viteza medie relativă.

Ținînd seama de relația (9.60) în (9.61) se determină:

$$\Delta\theta_1 = \theta_1 - \theta_0 = \frac{v_1}{2}\,\Delta t = k[P_e^0 - P_{e0}]\cdot\frac{\Delta t^2}{2} = k[P_e^0 - \varphi(\theta_0)]\,\frac{\Delta t^2}{2}, \tag{9.62}$$

iar unghiul θ_1, la sfîrșitul primului și începutul celui de-al doilea interval de timp, marcat pe figura 9.30, *a* este:

$$\theta_1 = \theta_0 + \Delta\theta_1 = \theta_0 + k[P_e^0 - \varphi(\theta_0)]\,\frac{\Delta t^2}{2}. \tag{9.63}$$

Viteza absolută a rotorului mașinii la sfîrșitul primului interval a crescut cu v_1 în raport cu viteza sincronă, adică:

$$p\Omega_1 = p\Omega_0 + v_1. \tag{9.64}$$

La începutul celui de-al doilea interval de timp cuplul motor rămîne același, adică $C_m^1 = C_m^0 = \frac{P_m^0}{\Omega_0}$. Puterea electrică debitată de generator corespunde relațiilor (9.3) sau (9.35), în care se ține seama de θ_1, iar ecuația de mișcare a rotorului (9.38) se poate pune sub forma:

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} = \frac{v_2 - v_1}{\Delta t} = \frac{p}{I} \cdot \left[\frac{P_e^0}{\Omega_0} - \frac{P_{e1}}{\Omega_1}\right] = \frac{\omega\Omega_0}{\tau P_n}\left[\frac{P_e^0}{\Omega_0} - \frac{P_{e1}}{\Omega_1}\right] =$$

$$= k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_1} P_{e1}\right], \tag{9.65}$$

în care evident că $P_{e1} = \varphi(\theta_1)$.

Din această ultimă relație reiese că viteza relativă la sfîrșitul intervalului al doilea:

$$v_2 = v_1 + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_1} P_{e1}\right] \cdot \Delta t = v_1 + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_1} \varphi(\theta_1)\right]\Delta t. \tag{9.66}$$

Variația în timp a unghiului θ pe intervalul respectiv corespunde unei viteze relative medii $v_{2\,med} = \frac{v_1 + v_2}{2}$, adică

$$\frac{\theta_2 - \theta_1}{\Delta t} = \frac{\Delta\theta_2}{t} = \frac{v_1 + v_2}{2} = v_{2\,med}, \tag{9.67}$$

din care reiese că:

$$\Delta\theta_2 = v_1 \cdot \Delta t + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_1} \Delta P_{e1}\right] \cdot \frac{\Delta t^2}{2} = v_1\Delta t + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_1} \varphi(\theta_1)\right] \cdot \frac{\Delta t^2}{2}$$

și

$$\theta_2 = \theta_1 + v_1 \frac{\Delta t}{2} + v_2 \frac{\Delta t}{2} = \theta_1 + v_1\Delta t + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_1} \varphi(\theta_1)\right]\frac{\Delta t^2}{2}. \tag{9.68}$$

Viteza absolută a rotorului mașinii la sfîrșitul celui de-al doilea interval de timp este:

$$p\Omega_2 = p\Omega_1 + v_2. \tag{9.69}$$

Cunoscîndu-se viteza și unghiul la sfîrșitul celui de-al doilea interval de timp, se pot determina valorile puterilor la începutul celui de-al treilea interval și toate mărimile care îl caracterizează.

Într-adevăr, ecuația mișcării rotorului în acest interval de timp este:

$$\frac{d^2\vartheta}{dt^2} = \frac{v_3 - v_2}{\Delta t} = \frac{p}{I}\left[\frac{P_e^0}{\Omega_0} - \frac{P_{e2}}{\Omega_2}\right] = \frac{\omega_0\Omega_0}{\tau P_n}\left[\frac{P_e^0}{\Omega_0} - \frac{P_{e2}}{\Omega_2}\right] = k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_2} P_{e2}\right], \tag{9.70}$$

din care rezultă viteza relativă la sfîrșitul intervalului al treilea:

$$v_3 = v_2 + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_2} P_{e2}\right] = v_2 + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_2} \varphi(\theta_2)\right]\Delta t. \tag{9.71}$$

Variaţia în timp a unghiului θ pe intervalul calculat reprezintă viteza medie relativă, adică:

$$\frac{\Delta\theta_3}{\Delta t} = \frac{\theta_3 - \theta_2}{\Delta t} = \frac{v_2 + v_3}{2} = v_{3\,med}. \tag{9.72}$$

Din ultimele două relaţii se determină:

$$\Delta\theta_3 = v_2\Delta t + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_2}P_{e2}\right]\frac{\Delta t^2}{2} = v_2\Delta t + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_2}\varphi(\theta_2)\right]\frac{\Delta t^2}{2};$$

$$\theta_3 = \theta_2 + v_2\Delta t + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_2}\varphi(\theta_2)\right]\frac{\Delta t^2}{2}. \tag{9.73}$$

Pentru intervalul de timp n se pot scrie următoarele relaţii generale:

$$v_n = v_{n-1} + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_{(n-1)}}\varphi(\theta_{n-1})\right]\Delta t;$$

$$\Delta\theta_n = v_{n-1}\Delta t + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_{(n-1)}}\varphi(\theta_{n-1})\right]\frac{\Delta t^2}{2}$$

$$\theta_n = \theta_{n-1} + v_{n-1}\Delta t + k\left[P_e^0 - \frac{\Omega_0}{\Omega_{(n-1)}}\varphi(\theta_{n-1})\right]\frac{\Delta t^2}{2}. \tag{9.74}$$

Observaţii. 1. Dacă la începutul unui interval de timp k are loc deconectarea scurtcircuitului, puterea electrică variază brusc de la valoarea $P'_{e(k-1)}$ la valoarea $P''_{e(k-1)}$. În acest caz, în aprecierea mărimilor v, $\Delta\theta_k$ şi θ_k care caracterizează intervalul k, vor fi utilizate relaţiile (9.74) modificate, în sensul că valoarea puterii electrice $P_{e(k-1)}$ va fi considerată ca o medie aritmetică a puterilor $P'_{e(k-1)}$ şi $P''_{e(k-1)}$, adică:

$$P_{e(k-1)} = \varphi(\theta_{k-1}) = \frac{P'_{e(k-1)} + P''_{e(k-1)}}{2}. \tag{9.75}$$

Pentru următoarele intervale de timp se folosesc în continuare relaţiile (9.74), ţinînd seama de caracteristica *3* de putere, cu elementul avariat deconectat.

2. Calculul prin această metodă se continuă pînă cînd unghiul θ începe să scadă sau creşte în mod nedefinit, adică centrala electrică iese din sincronism.

3. Metoda intervalelor succesive se aplică şi cînd intervine amortizarea oscilaţiilor maşinii. În acest caz, ecuaţia (9.57) de mişcare a rotorului se scrie sub forma generală:

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} = k(P_e^0 - P_{ek}) - A\frac{d\theta}{dt}, \tag{9.76}$$

în care: termenul $A\frac{d\theta}{dt}$ corespunde termenului care defineşte amortizarea oscilaţiilor;

A — constantă determinată din caracteristicile generatorului.

Pentru primul interval de timp ecuația (9.76) devine:

$$\frac{v_1}{\Delta t} = k(P_e^0 - P_{e0}) - Av_1', \tag{9.77}$$

în care v_1' are o valoare cuprinsă între 0 și v_1 și se poate lua ca o medie aritmetică, adică $\frac{v_1}{2}$.

Ținînd seama de acest lucru, ecuația (9.77) permite să se obțină viteza la sfîrșitul primului interval de timp:

$$v_1 = \frac{k(P_e^0 - P_{e0})\Delta t}{1 + \frac{A}{2}\Delta t} = \frac{k[P_e^0 - \varphi(\theta_0)]\,\Delta t}{1 + \frac{A}{2}\Delta t}. \tag{9.78}$$

Deoarece pe primul interval de timp variația unghiului este:

$$\frac{\Delta\theta_1}{\Delta t} = \frac{\theta_1 - \theta_0}{\Delta t} = \frac{v_1}{2}. \tag{9.79}$$

rezultă:

$$\theta_1 = \theta_0 + v_1\frac{\Delta t}{2} = \theta_0 + \frac{k(P_e^0 - P_{e0})}{1 + \frac{A}{2}\Delta t}\cdot\frac{\Delta t^2}{2}. \tag{9.80}$$

Calculul se urmează în același mod pentru celelalte intervale de timp, obținîndu-se relații de forma (9.74) puțin modificate.

4. După un timp oarecare de la începutul perturbației este posibilă o scădere sensibilă a tensiunii electromotoare a generatorului, fapt care determină intervenția regulatorului de tensiune. În acest caz, cunoscîndu-se legea de variație în timp a tensiunii electromotoare, se va ține seama de modificarea puterilor electrice, debitate P_{ek} sau a cuplurilor rezistente, începînd cu intervalul de timp determinat. În același mod, se poate ține seama și de intervenția regulatoarelor de viteză, care modifică, începînd cu intervalul de timp determinat, valoarea puterii mecanice P_m sau a cuplului motor C_m.

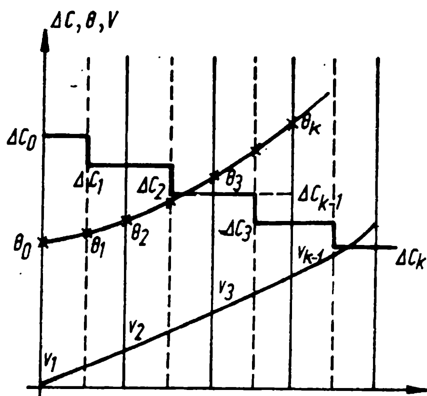


Fig. 9.31. Trasarea curbelor $\theta = f(t)$ prin variația cuplurilor la mijlocul intervalelor de timp considerate.

5. Uneori, pentru a mări într-o oarecare măsură precizia determinărilor, se presupune că cuplurile variază în mod discontinuu, nu la extremitățile intervalului Δt, ci la mijlocul acestui interval. În acest caz, variațiile unghiurilor, ale vitezelor și cuplurilor suplimentare aplicate la axul mașinilor corespund figurii 9.31. Relațiile de calcul sînt analoage cu cele stabilite pentru figura 9.30. Trebuie menționat însă că la deconectarea circuitului avariat la sfîrșitul intervalului $(k-1)$ și

începutul intervalului k, se va ține seama că cuplul electric rezultant ΔC_k sau puterea electrică rezultantă ΔP_{ek}, care trebuie introdusă pentru calcule în intervalul $\left(k\Delta t - \frac{\Delta t}{2}\right)$ și $\left(k\Delta t + \frac{\Delta t}{2}\right)$, corespund mediei aritmetice $\frac{\Delta C_{k-1} + \Delta C_k}{2}$ sau $\frac{\Delta P_{e(k-1)} + \Delta P_{ek}}{2}$.

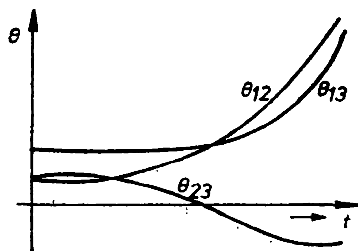


Fig. 9.32. Variația unghiurilor relative în caz de pierderea stabilității unui sistem format din trei centrale.

De asemenea, se poate admite că cuplurile pe intervalele de timp considerate variază liniar, ceea ce, din punct de vedere fizic, corespunde mai mult situației reale. În acest caz însă, calculele se complică mult și devin foarte laborioase, fără a îmbunătăți sensibil precizia determinărilor.

6. Metoda intervalelor succesive se aplică și pentru calculul stabilității dinamice a unui sistem complex cu n centrale electrice care funcționează în paralel, repetînd operațiile de mai sus pentru fiecare mașină (centrală) echivalentă. În acest caz, la sfîrșitul fiecărui interval de timp se formează diferența $\theta_{mn} = \theta_m - \theta_n$ între rotoarele diferitelor mașini unite două cîte două și se trasează curbele $\theta_{mn} = \varphi(t)$. Calculul stabilității dinamice a sistemului complex se va efectua pentru un timp de deconectare a scurtcircuitului bine determinat și fixat în prealabil; el se va continua, nu numai pînă la momentul deconectării scurtcircuitului, ci și după deconectare, adică pînă ce se stabilește dacă, în condițiile date, stabilitatea este sau nu atinsă. Un indiciu asupra menținerii stabilității este determinat de caracterul variației unghiurilor relative. Creșterea nelimitată a unei părți din aceste unghiuri arată că sistemul devine instabil. De exemplu, în cazul unui sistem cu trei centrale electrice, creșterea nelimitată a unghiurilor θ_{12} și θ_{13}, ca în figura 9.32, arată că prima centrală iese din sincronism. Creșterea nelimitată a unghiurilor absolute, adică a unghiurilor orientate față de o axă arbitrară care se rotește sincron, nu demonstrează încă nestabilitatea sistemului, care are loc aproape totdeauna atunci cînd unghiurile relative încep să se micșoreze, după ce au trecut printr-o valoare maximă. O astfel de situație este arătată, de exemplu, în figura 9.33, cînd stabilitatea dinamică este menținută. Creșterea progresivă a unghiurilor absolute este rezultatul unei pierderi de sarcină, legată de căderea de tensiune în caz de scurtcircuit și indică doar faptul că a crescut frecvența medie a sistemului.

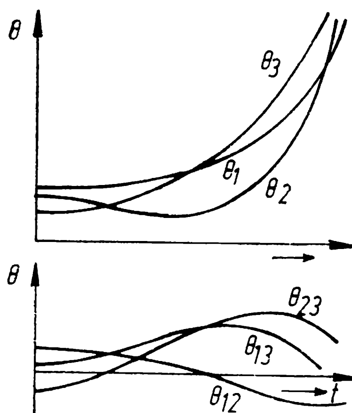


Fig. 9.33. Variația unghiurilor absolute și relative în cazul unui sistem cu trei centrale electrice, a cărei stabilitate dinamică se menține.

Dacă pentru timpul ales pentru deconectarea scurtcircuitului caracterul variației unghiurilor relative arată pierderea stabilității,

acesta poate fi micşorat şi calculele pot fi repetate, pentru a constata dacă în continuare sistemul este sau nu stabil.

7. Pentru aplicarea metodei intervalelor succesive se poate indica următoarea metodologie de efectuare a calculelor.

a. Se calculează regimul permanent de funcţionare al sistemului înaintea apariţiei defectului, care presupune determinarea tensiunilor electromotoare, a impedanţelor proprii şi de transfer şi a deschiderilor unghiulare ale rotoarelor maşinilor. În acest fel, se poate afla valoarea puterilor electrice debitate de generatoare care echilibrează puterile mecanice aplicate la axul acestora, corespunzătoare turbinelor.

b. Se întocmesc schemele de secvenţă inversă şi homopolară ale sistemului şi se calculează impedanţele rezultante, precum şi impedanţa existentă corespunzătoare scurtcircuitului considerat. Plecînd de la acestea, se determină noile valori ale impedanţelor proprii şi de transfer şi puterile debitate de diferite maşini. Tensiunile electromotoare şi unghiurile dintre rotoare îşi păstrează aceleaşi valori determinate la punctul *a*. Se calculează valoarea ΔC_e^0 sau ΔP_e^0 a cuplului sau puterii electrice suplimentare aplicată la axul rotorului la începutul primului interval de timp Δt.

c. Se calculează deschiderile unghiulare şi vitezele relative la sfîrşitul primului interval de timp, folosind relaţiile (9.60) şi (9.63), ceea ce permite determinarea valorilor puterilor şi cuplurilor suplimentare la axul maşinii, la începutul celui de-al doilea interval de timp. Tensiunile electromotoare şi impedanţele proprii şi de transfer se consideră că îşi menţin valorile calculate iniţial.

d. Se repetă aceeaşi operaţie la sfîrşitul fiecărui interval de timp, pînă cînd are loc deconectarea scurtcircuitului şi schimbarea schemei echivalente a sistemului. Cu impedanţele proprii şi de transfer corespunzătoare noilor scheme echivalente, se urmează calculul aşa cum s-a arătat mai sus, pînă cînd se constată caracterul de variaţie al mişcării. Cînd deconectarea scurtcircuitului se face la începutul intervalului de timp k, atunci se ţine seama de relaţia (9.75). Dacă după un timp oarecare corespunzător intervalului m, de exemplu, tensiunea electromotoare scade sensibil şi intervine regulatorul automat, atunci calculul se va face ţinînd seama de observaţia prezentată la punctul *4*.

BIBLIOGRAFIE

1. Antoniu, I. S. — *Bazele electrotehnicii.* Bucureşti, Edit. didactică şi pedagogică, 1974.
2. Bercovici, M., Arie, A. şi Poeată, A. — *Reţele electrice — calcul electric.* Bucureşti, Editura tehnică, 1974.
3. Barbier, C. — *Les modèles des machines électriques et des leurs organes de comande dans les études de comportement dynamique des réseaux.* Electricité de France, service Etudes de Réseaux, 1976.
4. Clarke, E. — *Analiza circuitelor sistemelor electroenergetice* (traducere din limba engleză). Bucureşti, Editura tehnică, 1973.
5. Coulombel, A. — *Généralités sur les structures possibles des réseaux de distribution.* În: RGE 75 (1966), nr. 4, pag. 520—524.
6. Dupuis, J. P. — *Les postes et sous-station souterrains à haute tension dans l'alimentation en energie électriques des grandes aglomérations,* CIRED, Londra, 1973, raport 6.4.(0).
7. Edelmann, H. — *Calculul electric al reţelelor interconectate. Baze matematice şi aplicaţii tehnice* (traducere din limba germană). Bucureşti, Editura tehnică, 1966.
8. Elgerd Olle — *Electric energy systems Theory.* New York, Mc. Graw-Hill book-Company, 1971.
9. Gantmaher, F. R. — *Teoria matricelor.* Vol. I. Bucureşti, Editura Academiei RPR, 1957.
10. Gheorghiu, I. S. şi Fransua, A. — *Tratat de maşini electrice — Transformatorul.* Bucureşti, Editura Academiei RSR, 1970.
11. Grudinski, P. G. — *O poteriah energhii i zatratah ţvetnovo metala v energosistemah.* În: Elektricestvo, nr. 6, 1946.
12. Henriet, P. — *Fonctionnement et protection des réseaux de transport d'électricité.* Gauthiers-Villars, 1958.
13. Hill, J. H. R. şi alţii — *Récentes expériences de la conception et l'exploitation du réseau de distribution integré de la zone métropolitaine de Londre.* CIRED, Londra, 1973, raport 6.1. (T).
14. Iacobescu, Gh., Iordănescu, I. şi Tenovici, R. — *Reţele electrice,* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1975.
15. Jdanov, P. S. — *Stabilitatea sistemelor electrice* (traducere din limba rusă), 1952.
16. Kirchmayer, L. — *Economic operations of power systems.* New York, John Willy et Sons — Inc. 1958.
17. Marcovici, I. M. — *Rejimî energheticeskih sistem.* Gosenergoizdat, 1963.
18. Mauduit, A. — *Installation électriques à haute et basse tension. Production, transport et distribution de l'énergie électrique.* Paris, Dunod, 1950.
19. Panaitescu, G. şi alţii — *Aspecte ale dezvoltării energiei electrice în România. Istoric şi realizări.* În: Energetica, nr. 9, 1969, pag. 410—415.
20. Panaitescu, G. şi alţii — *Aspecte ale dezvoltării energiei electrice în România (II). Dezvoltarea electrificării ţării în perioada 1921—1950.* În: Energetica, nr. 1, 1970, pag. 3—9.
21. Parizy, J. — *Les problèmes posés par la pénétration de la très haute tension dans les zones urbaines.* În RGE (1966) nr. 4, pag. 463—467.

22. Potolea, E. — *Calculul regimurilor de funcționare ale sistemelor electroenergetice*. București, Editura tehnică, 1977.
23. Rădoi, Gh. și Gheorghe, M. — *Comportarea în exploatare a rețelei de cabluri de 5 kV trecută la tensiunea de* 10 *kV*. Referat la Simpozionul IDEB, București, 1973.
24. Rădoi, Gh. și Gheorghe, M. — *Electricitatea în orașul București*, 1883—1973, *90 de ani de existență*, IDEB, București, 1973.
25. Rüdenberg, R. — *Fenomene tranzitorii în sistemele electroenergetice* (traducere din limba engleză), București, Editura tehnică, 1959.
26. Sîromiatnikov, I. A. — *Rejimî rabotî sinhronîh gheneratororov*. Moskva-Leningrad, Gosenergoizdat, 1952.
27. Simonyi, K. — *Electrotehnică teoretică* (traducere din limba maghiară), București Editura tehnică, 1974.
28. Stagg, G. W., El-Abiad, A. N. — *Computer Methods in Power Systems Analysis* New York, Mc. Graw-Hill, 1968.
29. Stott, B. — *Review of Load-Flow Calculation Methods*. În: Proc. IEEE, vol. 62, No. 7 July 1974, pag. 916—929.
30. Ulianov, S. A. — *Regimuri tranzitorii ale sistemelor electrice* (traducere din limba rusă). București, Editura tehnică, 1967.
31. Venikov, V. A. și alții — *Electriceskie sistemî. Electriceskie rascetî, programirovanie i optimizația rejimov*. Vîssaia școla, Moskva, 1973.
32. Venikov, V. A. — *Perehodnîie elektromehaniceskie proțesî v elektriceskih sistemah*. Moskva-Leningrad, Gosenergoizdat, 1964.

Plan editură 5855. Tiraj 6000+80. ex. leg. $^1/_1$
Coli de tipar 27,25.



Tiparul executat sub comanda
nr. 385 la
Întreprinderea poligrafică
„13 Decembrie 1918",
str. Grigore Alexandrescu nr. 89—97
București,
Republica Socialistă România

Lei 18,90